



Titre: Évolution des propriétés hydriques des remblais miniers cimentés
Title: en pâte durant le curage

Auteur: Jovette Godbout
Author:

Date: 2005

Type: Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

Référence: Godbout, J. (2005). Évolution des propriétés hydriques des remblais miniers cimentés en pâte durant le curage [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/7623/>
Citation:

 **Document en libre accès dans PolyPublie**
Open Access document in PolyPublie

URL de PolyPublie: <https://publications.polymtl.ca/7623/>
PolyPublie URL:

**Directeurs de
recherche:**
Advisors:

Programme: Non spécifié
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉVOLUTION DES PROPRIÉTÉS HYDRIQUES DES REMBLAIS MINIERES
CIMENTES EN PÂTE DURANT LE CURAGE

JOVETTE GODBOUT
DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MINÉRAL)
AOÛT 2005

© Jovette Godbout, 2005.



Library and
Archives Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Published Heritage
Branch

Direction du
Patrimoine de l'édition

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 978-0-494-16790-8

Our file Notre référence

ISBN: 978-0-494-16790-8

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.


Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

**ÉVOLUTION DES PROPRIÉTÉS HYDRIQUES DES REMBLAIS MINIERES
CIMENTES EN PÂTE DURANT LE CURAGE**

Présenté par : GODBOUT Jovette

En vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées
a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. SIMON Richard, Ph.D., président

M. BUSSIÈRE Bruno, Ph.D., membre et directeur de recherche

M. AUBERTIN Michel, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. BELEM Tikou, Ph.D., membre et codirecteur de recherche

M. MBONIMPA Mamert, Ph.D., membre

*À Amaël,
Marimée,
et Cédéric*

REMERCIEMENTS

Je tiens à exprimer, en premier lieu, mon extrême gratitude à la première personne qui a cru en mes capacités pour réaliser ce projet et celle qui m'a supportée tout au long de cette aventure, mon conjoint Alain. Sans l'appui de mon conjoint, je pense qu'une maman de trois enfants arriverait difficilement à rendre à terme un projet de cette envergure.

Lorsque je me suis inscrite à la maîtrise, j'avais des attentes bien précises sur la formation que je souhaitais recevoir. Merci à Bruno, mon directeur de recherche, d'abord pour m'avoir confié ce beau projet et pour l'enseignement de qualité qu'il m'a transmis; le niveau de formation que j'ai reçu dépasse largement les attentes que j'avais au départ. Merci également à Bruno pour son soutien constant, sa disponibilité sans borne et sa grande rigueur scientifique.

La qualité d'un travail comme celui-ci repose d'abord sur la précision des essais de laboratoire. Merci à Hugues Bordeleau pour son soutien technique de haute qualité. Je pense que l'UQAT au grand complet pourrait remercier Hugues, car avec mes habiletés manuelles légendaires, s'il n'avait pas supervisé le rodage de mes essais, les laboratoires de l'URSTM seraient peut-être dans un très piètre état!

Je tiens également à remercier la Chaire Industrielle CRSNG Polytechnique-UQAT en Environnement et Gestion des Rejets Miniers pour sa contribution financière et les laboratoires de l'URSTM de l'UQAT pour la mise à disposition de l'équipement nécessaire à la réalisation du projet. Je remercie messieurs Michel Aubertin et Tikou Belem, mes co-directeurs de recherche, et messieurs Mamert Mbonimpa et Mostafa Benzaazoua pour leur savoir et leurs interventions bénéfiques au cours de ce projet. Finalement merci à toute la gang qui participe à la Chaire de près ou de loin, et plus particulièrement au « *groupe d'entraide du D-207* », pour leur généreuse collaboration.

RÉSUMÉ

L'activité minière génère des quantités imposantes de rejets miniers dont les plus importants sont les roches stériles et les rejets de concentrateur. Une des façons de gérer les rejets de concentrateur consiste à intégrer ces derniers dans des remblais miniers cimentés en pâte (RMCP). Le RMCP est un mélange de rejets de concentrateur, d'un agent liant (généralement entre 3 % à 7 %) et d'eau de gâchage utilisée pour ajuster la consistance du remblai (la densité de la pulpe des RMCP est habituellement entre 70 % et 85 %). Les principaux avantages des RMCP sont qu'ils permettent de réduire le volume de rejets de concentrateur à entreposer en surface durant l'exploitation et d'optimiser la récupération du minerai dans la mine en offrant un bon support de terrain aux chantiers ouverts, après quelques jours de cure.

Les avantages connus reliés à l'utilisation de RMCP comme méthode de gestion des rejets miniers dans les mines souterraines ont inspiré, au cours des dernières années, une autre alternative d'entreposage de rejets de concentrateur, soit le remblai en pâte de surface (cimenté ou non). Cette approche permet de diminuer de façon significative les quantités d'eau à gérer en surface au parc à rejets et d'améliorer la stabilité des aires d'entreposage des rejets de concentrateur. L'ajout de liant aux mélanges de remblai de surface pourrait également permettre d'améliorer les propriétés hydriques du matériel (conductivité hydraulique plus faible et capacité de rétention d'eau plus élevée). Ces caractéristiques hydriques favorables permettraient entre autres de réduire la disponibilité de l'oxygène pour l'oxydation des minéraux sulfureux et de réduire la mobilité de la contamination.

Dans les dernières décennies, les études sur les RMCP ont porté davantage sur leur comportement mécanique alors qu'il existe très peu de travaux sur la caractérisation des propriétés hydriques des RMCP durant le curage. Pourtant, ces propriétés (conductivité hydraulique saturée et rétention d'eau) des RMCP changent inévitablement avec le

temps de cure. Pour une gestion efficace des rejets de concentrateur sous forme de RMCP, sous terre ou en surface, les aspects reliés à l'évolution des propriétés hydriques apparaissent essentiels.

L'objectif principal de ce projet de maîtrise était d'étudier l'évolution des propriétés hydriques (conductivité hydraulique saturée et rétention d'eau) des RMCP et d'identifier les principaux facteurs d'influence. Un des défis importants associés à ce projet était de choisir et développer (ou modifier) des méthodes d'évaluation des propriétés hydriques d'un matériau réactif et évolutif comme le RMCP. Dans la présente étude, l'effet du temps de cure, de la proportion et du type de liant sur les propriétés hydriques d'un mélange de RMCP fait des rejets de concentrateur et de l'eau de procédé de la mine Louvicourt a été étudié. Finalement, ce projet de maîtrise visait également à proposer des outils simples de prédiction des propriétés hydriques des RMCP.

Les résultats des essais de laboratoire ont montré globalement que la conductivité hydraulique saturée des RMCP étudiés diminue et que les propriétés de rétention d'eau augmentent pendant le curage du remblai cimenté. L'évolution des propriétés hydriques des RMCP est influencée non seulement par le temps de cure, mais aussi par la quantité et la chimie des liants ajoutés au mélange de remblai. Comme la résistance en compression uniaxiale (UCS) est un paramètre index fortement utilisé (et documenté), des essais de compression uniaxiale ont également été réalisés au cours cette étude.

Des corrélations établies entre l'UCS et les propriétés hydriques des RMCP ont permis d'émettre des hypothèses sur les facteurs pouvant intervenir sur les propriétés hydriques des RMCP. L'évolution de la résistance en compression uniaxiale des RMCP serait directement reliée à l'évolution de la microstructure (ou porosité) associée à l'hydratation des liants. L'évolution des propriétés hydriques (conductivité hydraulique saturée et rétention d'eau) serait en partie reliée à l'évolution de la porosité. Par contre, les résultats des travaux indiquent que le raffinement de la porosité causé par

l'hydratation des liants ne pourrait qu'expliquer en partie les valeurs de conductivité hydraulique saturée et de rétention d'eau obtenues pour les mélanges de RMCP. Les autres facteurs responsables de l'évolution des propriétés hydriques des RMCP seraient reliés aux caractéristiques du fluide et aux caractéristiques de la surface des grains solides qui seraient tout aussi évolutives que la porosité, dans le cas des RMCP.

Finalement, quelques équations simples de prédiction de la conductivité hydraulique saturée (à partir de la valeur initiale de la conductivité hydraulique saturée mesurée en laboratoire ou de la valeur de l'UCS) et de la pression d'entrée d'air modifiée (à partir de l'UCS) ont été proposées pour le RMCP étudié. Il est important de noter que, même si ces relations donnent une idée de l'évolution des propriétés hydriques des RMCP en général, elles sont valables seulement pour les mélanges de RMCP fabriqués avec les rejets de concentrateur et l'eau de procédé de la mine Louvicourt. Dans l'optique où une mine est intéressée à obtenir de telles corrélations, elle devra procéder à la réalisation de tests hydriques et mécaniques sur sa recette de remblai.

ABSTRACT

The mining industry generates large quantities of waste as waste rock and tailings. One approach to tailings management is to mix the tailings into a cemented paste backfill (CPB). CPB is a composite material made of mine tailings, a binding agent (generally between 3 % and 7 %) and water to adjust the consistency of CPB (the solid percentage of CPB is usually between 70 % and 85 %). Two of the main advantages that result from the use of CPB are the reduction of the volume of tailings that has to be stored on the surface during the mine life and the optimization of the ore recovery when used as ground support in open stopes.

The known advantages in the use of CPB as a mean of tailings management in the underground mines has recently lead to its use as an alternative surface storage method in the form of densified tailings (cemented or not). Since paste tailings have higher density and strength than conventional tailings, this approach decreases the amount of water that has to be managed at the surface and improves the stability of the impoundment. Binder addition to the densified tailings could also improve the hydraulic properties of the material (lower saturated hydraulic conductivity and higher water retention capacity). These enhanced hydraulic characteristics could reduce the oxygen availability for the oxidation of sulphides and could also reduce the migration of contaminant.

In the last few decades, studies on CPB have been more concerned with their mechanical behaviour and there have been very few studies on the characterization of the hydraulic properties of the CPB during their curing time. However, these properties (saturated hydraulic conductivity and water retention capacity) change with curing time. To better understand the management of tailings in the form of CPB, underground or on the surface, the aspects related to the evolution of the hydraulic properties would appear to be essential.

The principal objective of this project was to study the evolution of the hydraulic properties (saturated hydraulic conductivity and water retention capacity) of CPB and to identify the main factors influencing its evolution. One of the important challenges associated to this project was to choose and develop (or modify) evaluation methods of the hydraulic properties for a reactive and changing material like CPB. In the present study, the effect on the hydraulic properties of parameters like curing time, the proportion and type of binder, was studied with a CPB made of tailings and process water taken at the Louvicourt mine. Finally this project also focused on proposing simple predictive tools for the hydraulic properties of the CPB.

The overall results of the laboratory tests showed that the saturated hydraulic conductivity of the CPB studied decreases and that the water retention properties increase during the curing of cemented paste backfill. The evolution of the CPB hydraulic properties is not only influenced by the curing time, but also by the quantity and type of binder added to the paste mixture. As the uniaxial compressive strength (UCS) is an index parameter commonly used and documented for CPB quality control, uniaxial compressive tests were also done during this study.

Correlations established between the UCS and the CPB hydraulic properties allowed us to form hypothesis on the factors affecting the hydraulic properties of a CPB with time. The uniaxial compressive strength evolution of the CPB can be directly related to the evolution of the microstructure (or porosity) associated with binder hydration. The evolution of the hydraulic properties (saturated hydraulic conductivity and water retention capacity) can be partially related to the evolution of porosity. However, test results indicate that the changes in porosity caused by the binder hydration explained only partially the saturated hydraulic conductivity and water retention values obtained for the CPB mixtures. The other factors responsible for the evolution of the CPB

hydraulic properties can be related to characteristics of the fluid and the solid grain surface, both of which can change during the curing of the CPB.

Finally, simple predictive equations for the evolution of saturated hydraulic conductivity (using the initial k_{sat} value measured in laboratory or the UCS value) and the evolution modified air entry value (using the UCS value) were proposed for the studied CPB. It is important to note that, even if these relations give a general idea on the evolution of the CPB hydraulic properties, they are only valid for CPB mixtures made from the Louvicourt mine tailings and process water. Because these relationships are unique to each site, it would be necessary to do these tests on the CPB from each individual mine in order to obtain their own predictive equations.

TABLE DES MATIÈRES

DÉDICACE.....	iii
REMERCIEMENTS	iv
RÉSUMÉ.....	v
ABSTRACT.....	viii
TABLE DES MATIÈRES	xi
LISTE DES TABLEAUX.....	xiv
LISTE DES FIGURES	xvi
LISTE DES SIGLES ET ABBRÉVIATIONS.....	xix
LISTE DES ANNEXES.....	xxiii
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Contexte de l'étude.....	1
1.1.1 Types de remblai dans l'industrie minière	2
1.1.2 Remblai en pâte.....	3
1.2 Problématique de l'étude.....	6
1.3 Objectifs de l'étude	8
1.4 Démarche de l'étude.....	9
CHAPITRE 2 REVUE DE LITTÉRATURE.....	11
2.1 Généralités.....	11
2.2 Propriétés des remblais.....	12
2.2.1 Principales propriétés hydrogéotechniques	12
2.2.2 Paramètres mécaniques et principaux facteurs d'influence	19
2.2.3 Perméabilité et conductivité hydraulique des RMCP	46
2.2.4 Propriétés de rétention d'eau	50
2.2.5 Autres propriétés	52
CHAPITRE 3 DESCRIPTION DES MATÉRIAUX ET DES MÉTHODES.....	60
3.1 Présentation du programme expérimental.....	60
3.2 Matériaux utilisés	61
3.2.1 Les rejets de concentrateur	61

3.2.2	Les liants hydrauliques.....	68
3.2.3	L'eau de gâchage.....	69
3.2.4	Caractéristiques des mélanges de remblai.....	70
3.3	Méthodes	71
3.3.1	Fabrication du mélange de la pâte au laboratoire.....	71
3.3.2	Essai de perméabilité.....	73
3.3.3	Essai de rétention d'eau modifié.....	77
3.3.4	Essai de compression uniaxiale.....	91
CHAPITRE 4 RÉSULTATS DES ESSAIS DE PERMÉABILITÉ.....		93
4.1	Généralités.....	93
4.2	Résultats des essais de perméabilité.....	93
4.2.1	Évolution de k_{sat} dans le temps en fonction de la proportion de liant.....	95
4.2.2	Évolution de k_{sat} dans le temps en fonction du type de liant	98
4.3	Prédiction de la conductivité hydraulique saturée.....	99
4.4	Discussion sur les résultats et sur les modèles de prédiction de k_{sat}	104
CHAPITRE 5 RÉSULTATS DES ESSAIS DE SUCCION MODIFIÉS		109
5.1	Généralités.....	109
5.2	Résultats des essais de rétention d'eau modifiés.....	109
5.2.1	Courbes de rétention d'eau des RMCP	109
5.2.2	Évolution de la pression d'entrée d'air modifiée	119
5.2.3	Évolution de $\theta_{\psi lim}$	124
5.2.4	Évolution de l'aire sous la courbe Asc des CRE.....	127
5.2.5	Utilisation du modèle MK pour décrire et prédire la CRE des RMCP	131
5.3	Discussion	135
CHAPITRE 6 RÉSULTATS DES ESSAIS UCS ET CORRÉLATIONS ENTRE		
L'UCS ET LES PARAMÈTRES HYDRIQUES.....		139
6.1	Résultats des essais en compression uniaxiale.....	139
6.1.1	Évolution de l'UCS en fonction de la proportion de liant.....	139
6.1.2	Évolution de l'UCS en fonction du type de liant	140

6.2	Relations entre les paramètres hydriques et l'UCS des RMCP	141
6.2.1	Corrélation entre l'UCS et la pression d'entrée d'air modifiée	143
6.2.2	Corrélation entre l'UCS et l'aire sous la courbe	145
6.2.3	Corrélation entre l'UCS et la conductivité hydraulique saturée	146
6.3	Discussion	148
CHAPITRE 7 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS.....		151
7.1	Conclusions	151
7.2	Recommandations	154
RÉFÉRENCES.....		157
ANNEXES.....		184

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 2. 1: Valeurs d'indice des vides des remblais, tirées de la littérature	15
Tableau 2. 2 : Valeurs des pourcentages solides, tirées de la littérature	16
Tableau 2. 3 : Classification granulométrique selon Das (1983)	18
Tableau 2. 4 : Valeurs des différents paramètres granulométriques	19
Tableau 2. 5 : Influence de la granulométrie sur l'UCS des RMCP	21
Tableau 2. 6 : Influence de la grano-séparation sur l'UCS selon Cayouette (2003).....	22
Tableau 2. 7 : Influence de la grano-séparation sur l'UCS selon Kesimal <i>et al.</i> (2003)..	22
Tableau 2. 8 : Influence du type d'eau de gâchage sur l'UCS	27
Tableau 2. 9 : Influence de la consistance sur l'UCS à 28 jours de curage,	30
Tableau 2. 10 : Principales caractéristiques des liants	32
Tableau 2. 11 : Influence de la proportion de liant sur l'UCS à 28 jours de cure.....	34
Tableau 2. 12: Influence du type et de la proportion de liant sur l'UCS	36
Tableau 2. 13 : Influence des additifs chimiques sur l'UCS.....	40
Tableau 2. 14 : Paramètres mécaniques des RMCP tirés d'essais triaxiaux.....	43
Tableau 2. 15 : Évolution de k_{sat} de RMCP de mines en roches dures	48
Tableau 2. 16 : Évolution de k_{sat} de RMCP de mines d'uranium	48
Tableau 2. 17 : Paramètres mécaniques de remblais <i>in situ</i> de la mine Golden Giant	56
Tableau 2. 18 : Comparaison entre les propriétés de base terrain/laboratoire	57
Tableau 2. 19 : Caractéristiques mécaniques d'échantillons de RMCP.....	58
Tableau 2. 20 : Résistances en compression uniaxiale de RMCP	59
Tableau 3. 1 : Paramètres physiques du rejet de concentrateur étudié.....	64
Tableau 3. 2 : Analyses chimiques ICP-AES des digestions des rejets	66
Tableau 3. 3 : Caractéristiques chimiques et physiques des liants hydrauliques utilisés.	68
Tableau 3. 4 : Principaux éléments chimiques présents dans l'eau de gâchage	69
Tableau 3. 5 : Propriétés physico-chimiques de l'eau de procédé	69
Tableau 3. 6 : Caractéristiques des mélanges de remblai.....	70
Tableau 3. 7 : Équations des principaux modèles descriptifs de la CRE.....	80

Tableau 3. 8: Paramètres du modèle MK pour matériaux granulaires.....	83
Tableau 3. 9 : Points de la CRE sélectionnés pour l'essai de succion modifié.....	88
Tableau 4. 1 : Résultats expérimentaux des essais de conductivité hydraulique saturée.	94
Tableau 5. 1 : Paramètres de la CRE du mélange témoin.....	112
Tableau 5. 2 : Paramètres des CRE pour le mélange 4,5 % CPSG.....	113
Tableau 5. 3: Paramètres des CRE pour le mélange 2 % CPSG.....	115
Tableau 5. 4: Paramètres des CRE pour le mélange 1 % CPSG.....	116
Tableau 5. 5: Paramètres des CRE pour le mélange 4,5 % CPFA.....	118
Tableau 5. 6: Paramètres des CRE pour le mélange 1 % CPFA.....	119
Tableau 5. 7: Résumé des valeurs de ψ_{a-m}	120
Tableau 5. 8: Résumé des valeurs de θ_{ylim}	124
Tableau 5. 9: Résumé des valeurs de A_{sc}	128

LISTE DES FIGURES

Figure 1. 2 : Profils de la teneur en eau.....	7
Figure 2. 1 : Courbes granulométriques de rejets utilisés.....	17
Figure 2. 2 : Influence de la teneur en soufre sur l'UCS.....	25
Figure 2. 3 : Effet de la teneur en sulfate sur l'UCS.....	28
Figure 2. 4 : Effet de la teneur en eau sur l'UCS.....	29
Figure 2. 5 : Effet de l'affaissement au cône sur l'UCS.....	30
Figure 2. 6 : Composition chimique des principaux types de liant.....	32
Figure 2. 7 : Influence du type et de la proportion liant sur l'UCS.....	35
Figure 2. 8 : Influence du type de liant sur l'UCS à long terme.....	38
Figure 2. 9 : Influence du type de liant sur l'UCS d'un remblai sulfureux.....	39
Figure 2. 10 : Effet des conditions de curage sur l'UCS.....	42
Figure 2. 11 : Effet du type de rejets sur la cohésion et l'angle de frottement interne....	44
Figure 2. 12 : Effet de la proportion de liant sur c et ϕ	45
Figure 2. 13 : Relation entre la proportion de liant et les paramètres c et ϕ	45
Figure 2. 14 : Représentation du mode d'hydratation des liants.....	46
Figure 2. 15 : Évolution de k_{sat} des RMCP dans le temps.....	49
Figure 2. 16 : Évolution de la pression d'entrée d'air.....	51
Figure 2. 17 : Évolution de l'indice des vides en fonction des conditions de charge.....	53
Figure 2. 18 : Évolution de k_{sat} en fonction de la charge appliquée.....	54
Figure 2. 19 : Évolution du c_v en fonction de la charge appliquée	55
Figure 3. 1 : Courbes granulométriques des rejets de concentrateur utilisés.....	63
Figure 3. 2 : Diffractogramme des rejets de concentrateur utilisés.....	67
Figure 3. 3 : Perméamètre à parois rigides utilisé dans cette étude.....	74
Figure 3. 4 : Représentation schématique de la cellule triaxiale.....	75
Figure 3. 5 : Montage de l'essai de perméabilité.....	75
Figure 3. 6 : Dispositif pour mesurer k_{sat} par essai à charge variable	77
Figure 3. 7 : Représentation schématisée de courbes de rétention d'eau.....	78
Figure 3. 8 : Cellules « <i>Tempe</i> » utilisées pour cette étude.....	84

Figure 3. 9 : Exemples du temps requis pour atteindre l'équilibre	86
Figure 3. 10 : Évolution du degré de saturation.....	87
Figure 3. 11 : CRE obtenus sur des rejets de concentrateur sans liant.....	90
Figure 3. 12 : CRE obtenues à partir de l'essai de succion modifié.....	91
Figure 3. 13 : Schématisation de l'essai de compression uniaxiale	92
Figure 4. 1 : Évolution de k_{sat} dans le temps selon la proportion liant : mélange CPSG..	96
Figure 4. 2 : Évolution de k_{sat} dans le temps selon la proportion liant : mélange CPFA.	97
Figure 4. 3 : Évolution dans le temps de k_{sat} selon le type de liant: proportion de 4,5 %	98
Figure 4. 4 : Évolution dans le temps de k_{sat} selon le type de liant : proportion de 1 %	99
Figure 4. 5 : Comparaison entre les valeurs prédites et les valeurs mesurées.....	104
Figure 4. 7 : Matrice d'un RMCP vu au MEB	106
Figure 4. 8 : Représentation des phases d'hydratation dans les RMCP.....	107
Figure 5. 1 : Représentation schématique des paramètres de la CRE.....	110
Figure 5. 2 : CRE du mélange témoin.....	111
Figure 5. 3 : Évolution de la CRE pour le mélange 4,5 % CPSG.....	112
Figure 5. 4 : Évolution de la CRE pour le mélange 2 % CPSG.....	114
Figure 5. 5 : Évolution de la CRE pour le mélange 1 % CPSG.....	115
Figure 5. 6 : Évolution de la CRE pour le mélange 4,5 % CPFA.....	117
Figure 5. 7 : Évolution de la CRE pour le mélange 1 % CPFA.....	118
Figure 5. 8 : Évolution de ψ_{a-m} du mélange fait avec CPSG.....	121
Figure 5. 9 : Évolution de ψ_{a-m} du mélange fait avec CPFA.....	122
Figure 5. 10 : Évolution de ψ_{a-m} en fonction du temps de cure : proportion de 4,5 %...	123
Figure 5. 11 : Évolution de ψ_{a-m} en fonction du temps de cure : proportion de 1 %.....	123
Figure 5. 12 : Évolution de $\theta_{\psi lim}$ en fonction de la proportion de liant :CPSG.....	125
Figure 5. 13 : Évolution de $\theta_{\psi lim}$ en fonction de la proportion de liant : CPFA.....	125
Figure 5. 14 : Évolution de $\theta_{\psi lim}$ en fonction du type de liant pour 4,5 % liant.....	126
Figure 5. 15 : Évolution de $\theta_{\psi lim}$ en fonction du type de liant 1 % liant.....	126
Figure 5. 16 : Évolution de A_{sc} en fonction de la proportion de liant : CPSG.....	129
Figure 5. 17 : Évolution de A_{sc} en fonction de la proportion de liant : CPFA.....	129

Figure 5. 18 : Évolution de A_{sc} en fonction du type de liant : pour 4,5 % liant.....	130
Figure 5. 19 : Évolution de A_{sc} en fonction du type de liant : pour 1 % liant.....	131
Figure 5. 20: Relation entre A_{sc} et ψ_{a-m}	136
Figure 6. 1 : Influence de la proportion liant sur l'UCS.....	140
Figure 6. 2 : Influence du type liant sur l'UCS.....	141
Figure 6. 3 : Relation entre ψ_{a-m} et UCS.....	143
Figure 6. 4 : Relation entre A_{sc} et UCS.....	145
Figure 6. 5 : Relation entre k_{sat} et UCS.....	146

LISTE DES SIGLES ET ABBRÉVIATIONS

a	aire du tube de mesure (L^2)
a_{sc}	aire sous la courbe
a et n_G	constantes du modèle de Gardner (1958)
a_f	valeur approximative de ψ_a selon Fredlund et Xing (1994)
n_f, m_f	paramètres de lissage selon Fredlund et Xing (1994)
A	aire de la section transversale de l'échantillon (L^2)
c	cohésion
C_c	Indice de compression
C_{cr}	Indice de recompression
c_v	coefficient de consolidation
c_c	coefficient de courbure
C_U	coefficient d'uniformité
C_e et x	paramètres du matériau (sans unité) introduits pour représenter l'influence de la tortuosité dans le milieu
CRE	courbe de rétention d'eau
d	diamètre moyen (L)
d_t	distance entre les tensiomètres (L)
D	diamètres significatifs
D_r	densité relative des grains solides
e	nombre népérien (2,71828)
e	indice des vides
E	module de Young
f_e	fonction de l'indice des vides
f_f	fonction des propriétés du fluide [$L^{-1}T^{-1}$]
f_v	fonction de l'espace des vides (distribution de la grosseur des pores) [L^3L^{-3}]
f_s	fonction des caractéristiques de la surface des grains solides [L^2]
G	module élastique de cisaillement

H	hauteur
h	différence de charge hydraulique (L)
h_{w3} et h_{w4}	charge hydraulique correspondant aux tensiomètres T_1 et T_2 (L)
i	gradient hydraulique (sans unité)
k	coefficient de perméabilité (L/T^{-1})
k_{sat}	coefficient de perméabilité à l'eau (ou conductivité hydraulique saturée) (L/T^{-1})
K	perméabilité intrinsèque du milieu poreux [L^2]
L	longueur de l'échantillon (L)
M	Masse (M)
M_s	Masse des grains solides (M)
M_w	Masse de l'eau (M)
M_T	Masse totale (M)
n	porosité
q	débit spécifique appelé fréquemment vitesse de Darcy (L/T^{-1})
%s	Pourcentage solide
S_r	Degré de saturation (%)
S_s	aire de la surface spécifique massique des grains solides [L^2M^{-1}]
t	temps (T)
Δt	intervalle de temps nécessaire pour que la charge passe de h_1 à h_2
T_s	Température à PTS [$^{\circ}C$]
T	Température du test [$^{\circ}C$]
V	Volume (L^3)
V_v	Volume des vides (L^3)
V_w	Volume de l'eau (L^3)
V_T	Volume total (L^3)
ρ	masse volumique [ML^{-3}]
ρ_a	masse volumique de l'air [ML^{-3}]
ρ_w	masse volumique de l'eau [ML^{-3}]
ρ_s	masse volumique du grain solide [ML^{-3}]

μ	viscosité dynamique [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-1}$]
μ_w	viscosité dynamique de l'eau [$\text{ML}^{-1}\text{T}^{-1}$]
γ	poids volumique [$\text{ML}^{-2}\text{T}^{-2}$]
γ_s	poids volumique des grains solide [$\text{ML}^{-2}\text{T}^{-2}$]
γ_w	poids volumique de l'eau [$\text{ML}^{-2}\text{T}^{-2}$]
η	viscosité du fluide
θ	la teneur en eau volumique
θ_e	teneur en eau normalisée; S_{re} : degré de saturation effectif
θ_r	teneur en eau résiduelle
$\theta_{\psi_{lim}}$	teneur en eau résiduelle correspondant à une pression de 1 380 kPa
θ_{sat}	teneur en eau à saturation
θ'	dérivée d'une équation de Fredlund et Xing (1994)
ψ	succion matricielle
ψ_a	pression d'entrée d'air
ψ_{a-m}	pression d'entrée d'air modifiée
ψ_{lim}	pression équivalente à 1 380 kPa
ψ_r	pression résiduelle exercée à une teneur en eau résiduelle θ_r
δ	paramètre mathématique variant de 2 à 4 selon les auteurs
λ	élancement
λ_{bc}	index de distribution de la granulométrie
	α_v , n_v et m_v constantes empiriques d'ajustement de la courbe de rétention (van Genuchten)
χ	index de la géométrie des pores
τ	résistance en cisaillement
φ	angle de frottement interne
ε	déformation
ν	coefficient de Poisson
σ	contrainte

Paramètre du modèle MK

h_{co}	Hauteur moyenne de la remontée capillaire cm
b	Facteur de dimension des pores cm^2
C_U	Coefficient d'uniformité Sans unité
m	Coefficient de forme Sans unité
a_c	Coefficient de lissage ($a = 0,01$) Sans unité
C_ψ	Fonction de correction Sans unité
ψ_r	Pression résiduelle cm
D_H	Diamètre équivalent cm
ψ_n	Paramètre d'ajustement des unités ($\psi_n = 1$) cm
ψ_0	Paramètre d'ajustement du modèle ($\psi_0 = 10^7 \text{cm}$)
ψ	Succion cm
e	Indice des vides Sans unité
D_{10}	Diamètre correspondant au 10 % passant la granulométrie cm
D_{60}	Diamètre correspondant au 60 % passant la granulométrie cm
$< >$	Crochets de Macauley : Éliminent les valeurs négatives dans les équations et assurent que la teneur en eau d'adhésion soit ≤ 1
S_c	tension de surface qui existe à l'interface eau – air
S_a	tension reliée à la surface de contact et à la force d'attraction électrique
S_a^*	tension reliée à la surface de contact et à la force d'attraction électrique en valeur absolue
w_L	limite de liquidité

LISTE DES ANNEXES

ANNEXES.....	184
A. Programme expérimental.....	185
B. Lissage des CRE avec le modèle de van Genuchten.....	188

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

1.1 Contexte de l'étude

Le contexte géologique du Québec et de plusieurs autres provinces canadiennes est très favorable à l'activité minière. Au Québec, cette activité se concentre principalement dans l'exploitation, souterraine ou à ciel ouvert, de mines d'or, de cuivre/zinc, de fer et de minéraux industriels.

L'activité minière génère des quantités importantes de rejets miniers dont les plus importants sont les roches stériles et les rejets de concentrateur. Traditionnellement, ces types de rejet minier sont perçus comme des matériaux problématiques d'un point de vue environnemental. Le stockage de rejets miniers en surface peut entraîner des impacts environnementaux majeurs au niveau de la qualité de l'eau (problème de stabilité chimique des rejets) et lorsque les infrastructures de retenue rencontrent des problèmes de stabilité physique. Du point de vue de l'instabilité chimique, on considère au Canada que le principal problème environnemental est lié à la production de drainage minier acide (DMA) provenant des aires d'accumulation de rejets miniers sulfureux (Aubertin *et al.*, 2002). La production du DMA peut entraîner des effets sur le milieu, qui ont non seulement une incidence esthétique, mais qui peuvent également affecter la santé des espèces végétales et animales ou encore des populations humaines (Aubertin *et al.*, 2002). En plus des risques de contamination qui peuvent être associés à l'entreposage conventionnel des rejets miniers, les difficultés de restauration de ces sites d'entreposage peuvent également être considérables (*e.g.* Aubertin *et al.*, 2002; Robinsky, 2002).

En ce qui concerne les problèmes de stabilité physique, l'instabilité des structures de retenue des rejets miniers peut avoir des impacts environnementaux ainsi que des conséquences économiques et sociales très graves. Une analyse récente de différentes bases de données du « WISE Uranium project » (Jones, 2000; Aubertin *et al.*, 2002; Bussière, 2005) indique que plus de 77 cas de rupture des structures de retenue des rejets miniers se sont produites depuis 1960, entraînant la perte de plus de 470 vies humaines et causant d'importants dommages environnementaux (Sofra *et al.*, 2002).

La législation environnementale plus sévère, l'avancement de la technologie et le besoin de réduire les coûts de production pour demeurer compétitif ont entraîné le développement de différentes méthodes de gestion des rejets miniers pendant ou après l'exploitation (*e.g.* Aubertin *et al.*, 2002; Sofra *et al.*, 2002). Pour les exploitations minières souterraines, une des méthodes permettant de diminuer les impacts environnementaux en surface reliés aux rejets miniers consiste à utiliser ces matériaux, pendant l'exploitation, sous forme de remblai.

1.1.1 Types de remblai dans l'industrie minière

De plus en plus de mines à travers le monde utilisent une partie de leurs rejets miniers pour le remblayage des ouvertures souterraines. Cette approche présente des avantages importants notamment au niveau de la réduction de la quantité de rejets entreposés en surface et au niveau du contrôle de terrain en contribuant à la stabilité des excavations pendant l'exploitation.

Le terme « remblai minier » réfère à une diversité de matériaux et d'utilisations (Thomas *et al.*, 1979; Hassani et Archibald, 1998). Fréquemment, les mélanges de remblai minier sont fabriqués avec des rejets miniers auxquels peuvent être ajoutés de l'eau et des agents liants. L'eau de mélange utilisée dans la fabrication des différents types de remblai est soit de l'eau fraîche et/ou l'eau de procédé de traitement de la

mine. Plusieurs types de liants hydrauliques, tels que le ciment Portland, les cendres volantes, les scories et la fumée de silice, combinés ou non entre eux dans diverses proportions, peuvent être ajoutés aux mélanges. D'autres additifs sont parfois ajoutés aux mélanges comme par exemple, les flocculants, les accélérateurs ou les retardateurs de prise, etc. (e.g. Hassani et Archibald, 1998; Grice, 1998; Farzam *et al.*; 1998).

Dans l'industrie minière, trois principaux types de remblai sont actuellement utilisés pour les chantiers souterrains : le remblai rocheux (e.g. Cowling, 1976; Bronkhorst, 1986; Yu, 1989; Wittchen *et al.*, 1990; Grice, 1993; Farsangi, 1993, 1996; Hassani et Archibald, 1998), le remblai hydraulique (e.g. Thomas *et al.*, 1969, 1979; De Korompay, 1974; Grice 1990; Hassani et Bois, 1993; Hassani et Archibald, 1998; Ouellet *et al.*, 1998; Rankine, 2002) et le remblai en pâte (e.g. Grice, 1990; Hassani et Archibald, 1998). Chaque type de remblai possède ses caractéristiques propres (minéralogie, chimie des rejets, de l'eau et des liants, granulométrie, etc.) qui influencent ses propriétés hydromécaniques. Les avantages et inconvénients reliés à chacun des types de remblai doivent être pris en considération au moment de choisir une de ces méthodes de gestion des rejets miniers, tout en répondant aux critères de design recherchés.

1.1.2 Remblai en pâte

Parmi les trois types de remblai mentionnés précédemment, le remblai minier cimenté en pâte (RMCP) possède sans contredits plusieurs avantages (Hassani et Archibald, 1998). Le RMCP (figure 1.1) est un matériau constitué de rejets de concentrateur non ségrégés (tout venant), d'eau et d'un agent liant (dans une proportion variant généralement entre 3% et 7 %). Le mélange est préparé à une densité de pulpe variant entre 70 % et 85 % (comparativement à < 70 % pour le remblai hydraulique) pour atteindre les critères rhéologiques et mécaniques recherchés.

Sur le plan technique, le remblai minier cimenté en pâte peut être utilisé comme support secondaire de terrain pendant l'exploitation souterraine. Le RMCP mis en place sous terre permet d'augmenter les réserves exploitées en intervenant comme pilier secondaire (Levens *et al.* 1996; Landriault et Tenbergen, 1995; Hassani et Archibald, 1998; Belem *et al.*, 2001). Cette technologie permet également d'enfouir d'importants tonnages de rejets de concentrateur (jusqu'à 60 %) et ainsi de réduire le volume de rejets problématiques à stocker en surface et les coûts de restauration associés au parc à rejets (Mitchell, 1989; Hassani et Archibald, 1998).

Un autre avantage important du RMCP est qu'il permet de retourner sous terre des rejets de concentrateur sulfureux, sans le problème de combustion dans les chantiers. Cela est possible grâce au degré de saturation relativement élevé des RMCP par rapport à un remblai hydraulique ou rocheux. Des infrastructures relativement sophistiquées de préparation et de mise en place, auxquelles sont associés des coûts importants, sont toutefois nécessaires à l'utilisation de ce type de remblai. L'optimisation des recettes de RMCP peut cependant permettre de réduire les coûts reliés à cette technologie (Benzaazaoua *et al.*, 2001, 2003; Fall *et al.*, 2004a).

L'utilisation de RMCP dans les chantiers souterrains est désormais pratique courante dans l'industrie minière moderne. Le RMCP est présent dans environ 40 % des mines souterraines canadiennes, américaines et australiennes et un peu partout à travers le monde (De Souza *et al.*, 2001; Gauthier, 2004). Le concept de remblai minier cimenté en pâte a fait son apparition vers la fin des années 70 à la mine Bad Grund en Allemagne. Le concept a par la suite été raffiné, de façon plus intensive, en Afrique du Sud et au Canada. Dans le milieu des années 80, le premier système de remblayage en pâte a été installé à la mine Elura en Australie. Cependant, en raison de problèmes de pompage de la pâte, l'utilisation du RMCP a été perçue, comme un échec (Potvin, 2005). Ce n'est qu'au début des années 90 que l'utilisation des RMCP a gagné en popularité et que les mines (la Mine Henty en Tasmanie, la mine Cannington dans la

région de Queensland en Australie, les mines Chimo et Louvicourt au Canada) se sont davantage intéressées à cette technologie (Grice, 1998; Hassani et Archibald, 1998; Barret, 2000; Potvin et Fourie, 2005).

Jusqu'à maintenant, le RMCP a été essentiellement utilisé dans les chantiers miniers souterrains. Les avantages connus reliés à l'utilisation de RMCP ont inspiré, au cours des dernières années, une autre alternative de stockage de rejets de concentrateur, soit le concept de stockage en surface de résidus en pâte (cimenté ou non). Cette nouvelle approche possède sans contredits plusieurs avantages potentiels (Cincilla *et al.*, 1997; Brackebush *et al.*, 1998; Chen *et al.*, 1998; Luppnow et Dorman, 1998; Landriault *et al.*, 2001; Newman *et al.*, 2001; Aubertin *et al.*, 2002; Crowder *et al.*, 2002; Grabinski *et al.*, 2002; Verburg, 2002 et 2003; Chapman *et al.*, 2003; Theriault *et al.*, 2003; Benzaazoua *et al.*, 2004a; Ramlochan *et al.*, 2004; Bussière, 2005; Landriault *et al.*, 2005; Martin *et al.*, 2005). Par exemple, le résidu en pâte permet de diminuer de façon significative les quantités d'eau à gérer en surface au parc à rejets. Aussi, le remblayage en pâte produit un matériau plus homogène, ayant une bonne capacité de rétention d'eau et une conductivité hydraulique relativement faible, tout en possédant de meilleures propriétés mécaniques. Ces facteurs facilitent le design des digues de retenue qui sont moins imposantes et plus sécuritaires (Sofra *et al.*, 2002) et la réhabilitation des sites, qui peut se faire de façon progressive au cours de l'exploitation.

L'ajout de liant aux mélanges de résidus en pâte pourrait également permettre d'améliorer ses propriétés hydriques (augmentation des propriétés de rétention d'eau et diminution de la conductivité hydraulique saturée; voir Belem *et al.*, 2001; Godbout *et al.*, 2004; Bussière, 2005). L'amélioration des propriétés hydriques pourrait permettre de limiter la diffusion de l'oxygène à l'intérieur de ce matériel et par le fait même de ralentir les réactions d'oxydation des minéraux sulfureux (Mbonimpa *et al.*, 2003). Lorsque l'agent liant est choisi adéquatement, il a aussi l'avantage d'augmenter le potentiel de neutralisation des rejets (Levens et Boldt, 1992; Bertrand *et al.*, 2000;

Benzaazoua *et al.*, 2004b; Kwong, 2004; Ouellet *et al.*, 2005). Des études récentes montrent également que l'ajout de liant dans résidu en pâte réduit la mobilité des contaminants grâce à une stabilisation chimique de ceux-ci par les hydrates de ciments (Benzaazoua *et al.* 2004 b). Cependant beaucoup reste à faire pour bien comprendre et optimiser l'utilisation des résidus en pâte (Bussière, 2005; Martin *et al.*, 2005)

1.2 Problématique de l'étude

L'utilisation des remblais en pâte doit répondre aux contraintes techniques et économiques liées à divers aspects de son utilisation tels que sa fabrication, son transport et sa mise en place. Les réactions d'hydratation du liant hydraulique dans le remblai en pâte entraînent une évolution des propriétés hydriques et mécaniques des RMCP. En effet, le remblai en pâte cimenté est en évolution depuis sa fabrication dans l'usine, durant le transport dans les conduites, au cours de sa mise en place et enfin lors de son durcissement à court et à long terme.

Même si le remblai en pâte est une technique de plus en plus utilisée par les mines modernes à travers le monde, il en demeure que l'évolution de ses propriétés, notamment au niveau des propriétés hydriques, est encore mal connue. Les travaux les plus récents (Ouellet *et al.*, 1998; Grabinski *et al.*, 2004) définissent le comportement mécanique et/ou environnemental des RMCP en considérant les propriétés hydriques des RMCP comparables à celles des rejets de concentrateur sans liant (*i.e.* constantes).

Pour illustrer l'impact de traiter ou non le RMCP avec des propriétés hydriques évolutives, les résultats d'une étude faite Godbout *et al.*, 2004 sont présentés. Dans cette étude, l'écoulement de l'eau au centre d'un chantier minier typique remblayé est simulé. Dans le premier cas, le chantier est remblayé avec des rejets de concentrateurs sans liant; les fonctions hydriques (conductivité hydraulique saturée et pression d'entrée d'air) sont considérées constantes. Dans le deuxième cas, le chantier est

remblayé avec du remblai minier cimenté en pâte et les fonctions hydriques sont évolutives. Les valeurs des conductivités hydrauliques saturées et des pressions d'entrée d'air utilisées dans ces modélisations numériques sont tirées des travaux de Belem *et al.* (2001).

La figure 1.2 présente les profils de teneur en eau volumique simulés. Elle met en évidence l'impact d'incorporer des fonctions hydriques évolutives plutôt que des fonctions uniques (non évolutives) lors des simulations numériques.

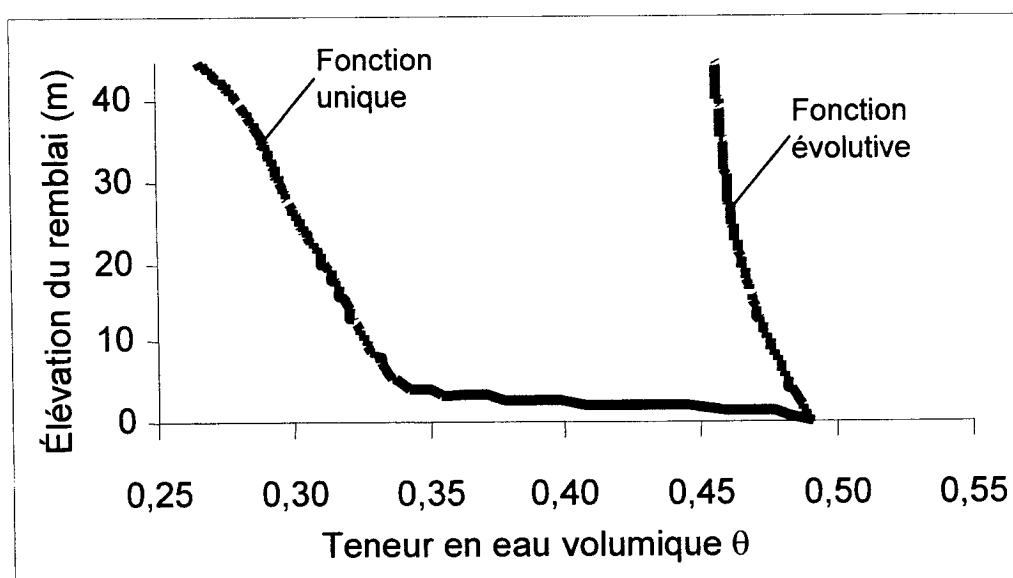


Figure 1. 1 : Profils de la teneur en eau en fonction de l'élévation (succion) dans le chantier (Godbout *et al.*, 2004)

Cette figure illustre que lorsqu'on utilise une fonction non évolutive (moins bonne rétention d'eau que le matériel évolutif), les teneurs en eau volumiques correspondant à un degré de saturation supérieur à 90 % ($S_r = \theta/n$) ne sont observables que dans les premiers mètres (1,5 mètre à partir de la base) du chantier. Avec l'élévation, ou lorsque la succion est plus grande que la valeur de ψ_a (8 kPa dans ce cas-ci), la teneur en eau volumique diminue rapidement jusqu'à une valeur d'environ 0,27 (soit un S_r de 54 %) au haut du chantier. Lorsque l'on utilise des fonctions hydriques évolutives dans la

simulation, les teneurs en eau volumiques demeurent élevées sur l'ensemble du chantier avec une valeur supérieure à 0,46 (ce qui correspond à un degré de saturation supérieur à 93 %). Une étude réalisée en chantier par Ouellet *et al.* (1998, 2000) a donné des résultats proches de ces modélisations avec fonctions hydriques évolutives. En effet, ces auteurs ont montré que les degrés de saturation d'un chantier similaire à celui-ci demeureraient élevés et que la saturation était quasi complète sur presque toute la hauteur du chantier.

Du point de vue environnemental, l'utilisation de fonctions hydriques évolutives pourrait permettre d'améliorer la prédiction, par exemple, de la migration de l'eau et des contaminants dans le RMCP. Comme les propriétés hydriques d'un matériau influence également son comportement mécanique, l'utilisation de fonctions hydriques évolutives pourrait également permettre d'améliorer la prédiction du comportement mécanique *in situ* des RMCP. Ainsi, pour une gestion efficace des rejets de concentrateur sous forme de remblai en pâte cimenté, sous terre ou en surface, une meilleure connaissance de l'évolution des propriétés hydriques apparaît essentiel.

1.3 Objectifs de l'étude

L'objectif principal de ce projet de maîtrise est d'évaluer (et de mieux comprendre), d'un point de vue phénoménologique, l'évolution des propriétés hydriques (capacité de rétention d'eau et conductivité hydraulique saturée) des remblais miniers cimentés en pâte durant le curage. Des objectifs plus spécifiques se greffent à ce projet, comme par exemple :

- Choisir et modifier/développer des méthodes d'évaluation des propriétés hydriques d'un matériel réactif et évolutif comme les remblais miniers cimentés en pâte;

- Évaluer l'effet du temps, de la proportion et du type de liant sur les propriétés hydriques des RMCP;
- Identifier les principaux facteurs qui peuvent intervenir dans l'évolution des propriétés hydriques des RMCP;
- et proposer des outils capables de décrire ou prédire l'évolution des propriétés hydriques des RMCP.

Dans le cadre de cette étude, un seul rejet de concentrateur et une seule eau de procédé seront étudiés; ces deux composantes proviennent de la mine Louvicourt.

1.4 Démarche de l'étude

Pour atteindre ces objectifs, une revue de la littérature a d'abord été réalisée sur les propriétés des remblais miniers cimentés en pâte. La revue de littérature, présentée au chapitre 2, traite principalement des propriétés géotechniques de base, des propriétés mécaniques, des propriétés hydriques, des propriétés de consolidation et des propriétés *in situ* des RMCP.

Un programme expérimental, présenté au chapitre 3, a par la suite été élaboré pour atteindre les objectifs visés. Un des défis importants de ce projet consistait à proposer et/ou développer des méthodes d'évaluation des propriétés hydriques d'un matériel réactif et évolutif comme le RMCP. Le programme choisi consiste en des essais de succion modifiés (pour évaluer les propriétés de rétention d'eau), en des essais de perméabilité à charge variable (pour évaluer la conductivité hydraulique saturée) et en des essais de compression uniaxiale (pour établir un lien entre les propriétés hydriques et mécaniques). Les trois types d'essais ont été effectués sur différentes recettes de remblai (faites à partir des rejets de concentrateur et de l'eau de procédé de la mine Louvicourt) afin de connaître l'influence de la proportion et de la chimie des liants sur les propriétés des RMCP, à différents temps de cure. L'essai de succion standard

(Norme ASTM D 6836-02) a été modifié pour être capable de tracer la courbe de rétention d'eau d'un matériel évolutif comme le remblai minier cimenté en pâte; le développement de cette méthode est également présenté à l'intérieur du chapitre 3.

Les chapitres 4, 5 et 6 présentent respectivement les résultats ainsi que l'analyse de ceux-ci pour les essais de perméabilité, les essais de succion modifiés et les essais de compression uniaxiale. Finalement, ce mémoire se termine par une présentation des principales conclusions et recommandations tirées de ce projet.

CHAPITRE 2

REVUE DE LITTÉRATURE

2.1 Généralités

L'utilisation des remblais miniers cimentés en pâte (RMCP) comme méthode de gestion des rejets miniers, sous terre ou en surface, comporte sans contredits plusieurs avantages. Selon l'utilisation qui en est faite, les critères de design recherchés du matériel peuvent toutefois différer. Par exemple, sous terre, comme l'utilisation du remblai en pâte s'inscrit dans la méthode de minage, les critères de design recherchés sont essentiellement basés sur les propriétés de résistance mécanique et rhéologique du matériel conçu (Mitchell *et al.*, 1982; Hassani et Archibald, 1998; Belem *et al.*, 2000; Bloss et Revell, 2001). Dans une optique d'utilisation des RMCP en surface, les critères de design sont surtout basés sur les propriétés hydriques, rhéologiques et géotechniques telles que la conductivité hydraulique, les propriétés de rétention d'eau du matériel et la cohésion.

L'objectif de cette revue de littérature est d'examiner les principales propriétés des RMCP et d'identifier les principaux facteurs d'influence. Cette revue de littérature est axée sur les propriétés de base (minéralogie, densité relative, teneur en eau et degré de saturation, indice des vides et porosité, pourcentage solide ainsi que les paramètres granulométriques), sur les propriétés mécaniques (résistance en compression uniaxiale et triaxiale) et sur les propriétés hydriques (conductivité hydraulique saturée et rétention d'eau) des remblais miniers cimentés en pâte. Une présentation d'autres propriétés (consolidation et propriétés in situ) complète le chapitre.

L'information présentée à l'intérieur de ce chapitre provient en grande partie de la littérature mais aussi de données internes reliées au contrôle de qualité des remblais

miniers cimentés en pâte de différentes mines. Cette dernière série d'informations provient de la base de données de l'Unité de Recherche et de Services en Technologie Minérale (URSTM) de l'Université du Québec en Abitibi-Témiscamingue (UQAT).

2.2 Propriétés des remblais

2.2.1 Principales propriétés hydrogéotechniques

Pour comprendre les comportements mécanique et hydrique des remblais miniers cimentés en pâte, il est essentiel de bien les caractériser. En général, les principes de la mécanique des sols sont appliqués aux remblais miniers pour l'analyse de leur comportement (Aubertin, 1999). Les principales propriétés jouant un rôle important sur le comportement des remblais sont : la minéralogie, la densité relative (D_r), la teneur en eau (w) et le degré de saturation (S_r), l'indice des vides (e) (ou la porosité (n)), la densité de la pulpe (P) ainsi que la granulométrie du remblai (Hassani et Archibald, 1998; Benzaazoua *et al.*, 2000, 2003; Fall et Benzaazoua, 2003; Fall *et al.*, 2004 a et b). L'influence de ces paramètres sur les propriétés mécaniques et hydriques ainsi que des valeurs typiques tirées de la littérature, sont présentées dans les sections qui suivent.

Minéralogie

La minéralogie des rejets présents dans le mélange de remblai peut influencer le comportement de celui-ci. Par exemple, le quartz qui est considéré comme un matériel très abrasif peut occasionner des problèmes au niveau du transport du remblai (Bloss et Revell, 2000). La minéralogie des rejets est évidemment liée à celle du gisement. Au Québec, les principaux minéraux susceptibles d'être retrouvés dans les rejets sont, en plus du quartz, des silicates, des carbonates et des sulfures. La présence de minéraux sulfureux peut jouer un rôle déterminant sur le comportement du remblai (Lamos et

Clark, 1989; Levens *et al.*, 1992; Ouellet *et al.*, 1998a et 2002; Bernier *et al.*, 1999; Benzaazoua *et al.*, 1999, 2002 a et b, 2003 et 2004; Bertrand *et al.*, 2000; Hassani et Ouellet, 2002; Fall *et al.*, 2004a; Yilmaz *et al.*, 2003; Kesimal *et al.*, 2004). La présence de sulfures peut entraîner des phénomènes d'oxydation et/ou d'auto-ignition qui peuvent altérer les propriétés du remblai (Bernier *et al.* 1999; Benzaazoua *et al.*, 2001). L'auto-ignition se manifeste par une combustion interne des remblais, suite à une accumulation croissante de chaleur. Cette chaleur est générée, dans des cas extrêmes, par des réactions exothermiques d'oxydation des sulfures (Bernier *et al.*, 2003). Les conséquences de ce phénomène peuvent être désastreuses pour les travailleurs (émanations de gaz toxiques) et pour l'avancement des travaux miniers (perte de résistance mécanique et abandon des chantiers). Dans la littérature, on retrouve des remblais en pâte ayant des teneurs en sulfures pouvant varier entre moins de 1 % jusqu'à 70 % (*e.g.* Benzaazoua *et al.*, 1999, 2002, 2003; Bernier *et al.* 1999; Belem *et al.*, , 2000; Bertrand *et al.*, 2000; Yilmaz *et al.*, 2003; Kesimal *et al.*, 2004).

Densité relative des grains solides, teneur en eau et degré de saturation

La densité relative (D_r) correspond au rapport entre le poids spécifique des grains solides ($\gamma_s : \text{ML}^{-3}$) et le poids spécifique de l'eau ($\gamma_w : \text{ML}^{-3}$) et est définie par la relation suivante (Bowles, 1984) :

$$D_r = \frac{\gamma_s}{\gamma_w} \quad [2.1]$$

Les valeurs de D_r des mélanges de remblai en pâte cimentés sont directement reliées aux valeurs de D_r des rejets qui les composent. En effet, le faible pourcentage de liants ajoutés aux mélanges de remblai, n'influence pas de façon significative la valeur de la densité relative. La densité relative des rejets dépend surtout de la composition minéralogique des gisements exploités. Pour les mines d'or filoniennes, le D_r est

habituellement compris entre 2,6 et 2,9 (Vick, 1990) tandis que pour les mines de métaux de base, le D_r peut varier de 2,9 jusqu'à des valeurs supérieures à 4 (Bussière, 1993). Dans la littérature sur les remblais, on retrouve cette même plage de valeur de D_r (Ouellet *et al.*, 1998; Pierce, 1997 et Pierce *et al.*, 1998; Belem *et al.* 2000; Benzaazoua *et al.*, 2000, 2002; Crowder *et al.*, 2000; Goulet *et al.*, 2001; Been *et al.*, 2002; Mohamed *et al.*, 2002; Simon et Klein, 2003; Yilmaz *et al.*, 2003; le Roux, 2004; Wang *et al.* 2004; Base de données de l'URSTM)

La présence d'eau dans le remblai joue un rôle important au niveau par exemple de l'hydratation des liants, de son comportement mécanique, rhéologique et environnemental. Par exemple, une faible saturation du matériel peut favoriser une migration des gaz supérieure à l'intérieur du remblai pouvant mener à des phénomènes d'attaque sulfatique et/ou d'auto-ignition (Benzaazoua *et al.*, 2000a, 2001a, 2004b; Bernier *et al.*, 2003) .

Dans la littérature, on retrouve des teneurs en eau massiques de RMCP variant entre 20 % et près de 42 % (wt%) et des degrés de saturation qui sont en général très élevés, avec des valeurs généralement supérieures à 90 % (Pierce *et al.*, 1998; Bertrand *et al.*, 2000; Goulet *et al.*, 2001; Jones *et al.*, 2001; Base de données de l'URSTM).

Indice des vides et densité de la pulpe

Selon certains auteurs (le Roux *et al.*, 2002), l'indice des vides des remblais cimentés est fonction de la minéralogie, de la forme et de la taille des particules et de la proportion de liant dans le mélange. Une augmentation de la proportion de liant dans le mélange confère au matériau un indice des vides plus élevé. Selon ces auteurs, l'indice des vides est également fonction des conditions de placement de la pâte.

Le tableau 2.1 présente des valeurs d'indices des vides des remblais, relevées dans la littérature.

Tableau 2. 1: Valeurs d'indice des vides des remblais, tirées de la littérature

<i>Références</i>	<i>e</i>	<i>Base de données de l'URSTM</i>	<i>e</i>
Pierce <i>et al.</i> , 1998	1,00	Mine A	1,12 à 1,30
Ouellet <i>et al.</i> , 1998 b	0,80 à 1,05	Mine B	0,70 à 0,90
Benzaazoua <i>et al.</i> , 1999	0,98	Mine C	0,71 à 1,01
	1,00	Mine D	0,80 à 0,90
Ouellet et Servant, 2000	1,00	Mine E	0,70 à 0,83
	0,95 (<i>in-situ</i>)		
le Roux, 2004 a	1,18 (<i>in-situ</i>)		
	1,23 (<i>in-situ</i>)		
	1,10		
	1,00		
Wang <i>et al.</i> , 2004	0,92		

L'indice des vides des remblais en pâte est très élevé avec des valeurs près et parfois même supérieures à 1.

La densité de la pulpe (P) est un paramètre important dans le design des remblais puisqu'elle contrôle la rhéologie de la pâte. Comme mentionné précédemment, il faut à la fois tenir compte de la résistance mécanique à atteindre pour répondre aux critères de design et de la consistance recherchée pour le transport de la pâte jusqu'au chantier.

La densité de la pulpe (P) est définie par le rapport de la masse des grains solides (M_s) et de la masse totale (M_T) (masse du solide + masse de l'eau) :

$$P = \frac{M_s}{M_T} \cdot 100(\%) \quad [2.2]$$

Le tableau 2.2 indique les valeurs des densité de la pulpe typiques des mélanges de remblai minier cimenté en pâte.

Tableau 2. 2 : Valeurs des pourcentages solides, tirées de la littérature

<i>Références</i>	<i>P</i>	<i>Base de données de l'URSTM</i>	<i>P</i>
Pierce, 1998	75	Mine A	70 à 71
Benzaazoua <i>et al.</i> , 1999	78	Mine B	81 à 82
Jones <i>et al.</i> , 2001	70	Mine C	81 à 85
Qiu <i>et al.</i> , 1999	78	Mine D	80 à 82
Benzaazoua <i>et al.</i> , 2004	79	Mine E	79 à 84
Belem <i>et al.</i> 2000	78	Mine F	84 à 86
Goulet <i>et al.</i> , 2001	84 à 86	Mine G	78 à 80
Ouellet <i>et al.</i> , 1998	78 à 80		

Les densités de la pulpe indiquées dans la littérature varient entre 70 et 86 %. Ces valeurs correspondent à celles recherchées (entre 70 et 85 %) par les opérateurs miniers, pour répondre aux critères rhéologiques et mécaniques. Le pourcentage solide doit être ajusté lors de la fabrication du mélange de remblai pour obtenir la consistance désirée. La consistance des remblais est habituellement évaluée à l'aide de l'affaissement au cône d'Abrahms « *slump* » (norme ASTM C 143-00).

Granulométrie

La granulométrie des rejets miniers, utilisés dans la fabrication des mélanges de remblai en pâte, a une influence significative sur les propriétés physico-mécaniques des remblais (Keren *et al.*, 1983; Brackebusch, 1994; Landriault *et al.*, 1995; Amaratunga *et al.*, 1997 et 1998; Cayouette, 2003; Kesimal *et al.*, 2003; Fall *et al.*, 2003 et 2004a; Benzaazoua *et al.*, 2003). Une étude réalisée par Benzaazoua *et al.*, 2003 montre que plusieurs propriétés physiques sont influencées par la granulométrie notamment : la densité relative, la masse volumique totale et sèche, le pourcentage massique du solide, la porosité, l'indice des vides, la teneur en eau, le degré de saturation, les propriétés de consolidation, etc.

Pour représenter les paramètres granulométriques, la relation entre le diamètre des grains et la distribution cumulative de ces derniers est placée dans un repère semi-logarithmique. La figure 2.1 montre une série de courbes granulométriques des rejets de différentes mines, utilisés dans des mélanges de remblais (Données internes, URSTM). La courbe identifiée dans la légende par : *Ref. URSTM Malvern* est une courbe de contrôle de qualité du laboratoire et non une courbe granulométrique d'un rejet de concentrateur.

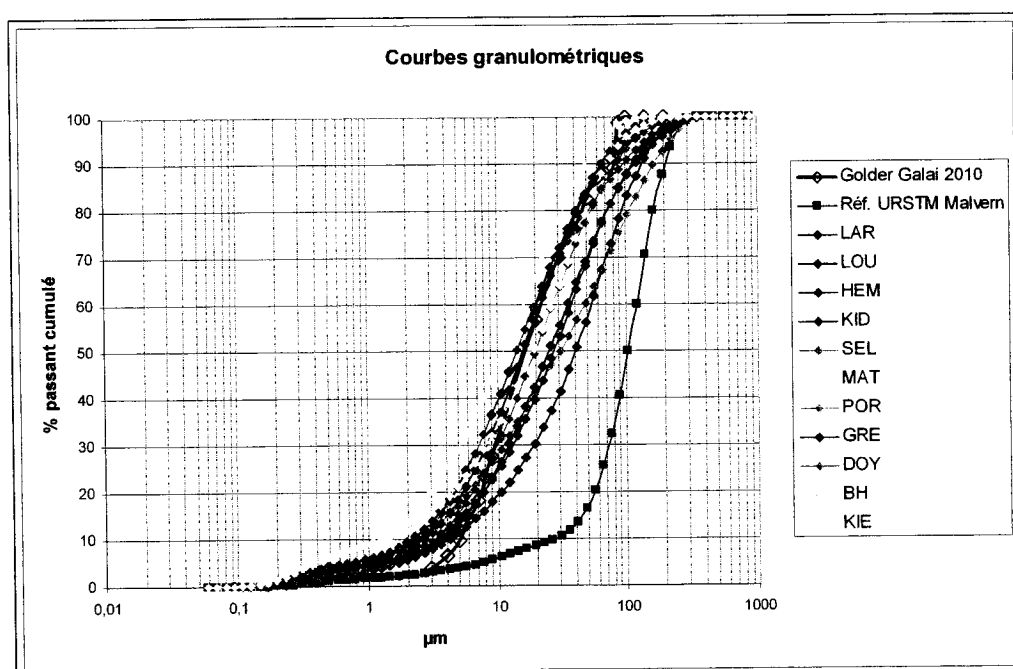


Figure 2. 1 : Courbes granulométriques de rejets utilisés dans des mélanges de remblais de différentes mines, tirées de la base de données de l'URSTM.

Comme on s'intéresse à la gamme des grosseurs de particules, on utilise certains diamètres significatifs D_x , qui correspondent à un pourcentage donné (x) de passant sur la courbe granulométrique cumulative. Cette figure montre que les rejets miniers possèdent un D_{10} entre 1 et 4 μm , un D_{60} entre environ 15 et 55 μm et un D_{90} entre 50 et 150 μm .

Deux paramètres sont souvent utilisés pour caractériser la distribution relative des particules. Il s'agit du coefficient d'uniformité C_U et du coefficient de courbure C_c . Ces paramètres sont définis de la façon suivante :

$$C_u = \frac{D_{60}}{D_{10}} \quad [2.3]$$

et

$$C_c = \frac{(D_{30})^2}{(D_{60} \cdot D_{10})} \quad [2.4]$$

où

D_{60} : diamètre des grains correspondant à 60 % de passant [L]

D_{30} : diamètre des grains correspondant à 30 % de passant [L]

D_{10} : diamètre des grains correspondant à 10 % de passant [L] ou diamètre effectif

Le coefficient d'uniformité C_U peut constituer un paramètre de forme de la courbe. L'appellation courante de coefficient d'uniformité est contraire à la logique, puisque plus la valeur est faible, plus le sol est uniforme (granulométrie très serrée). Selon Das (1983), la granulométrie peut être classée tel que mentionné au tableau 2.3 :

Tableau 2. 3 : Classification granulométrique selon Das (1983)

<i>Plage de variation du C_U</i>	<i>Type de granulométrie</i>
$C_U = 2$	Très uniforme
$2 < C_U = 5$	Uniforme
$5 < C_U = 20$	Semi étalée
$20 < C_U = 200$	Étalée
$200 < C_U$	Très étalée

Le tableau 2.4 illustre les différents paramètres granulométriques des rejets de concentrateur utilisés dans les mélanges de remblai, rencontrés dans la littérature.

Tableau 2. 4 : Valeurs des différents paramètres granulométriques tirées de la littérature

D ₁₀ (μm)	D ₃₀ (μm)	D ₅₀ (μm)	D ₆₀ (μm)	D ₉₀ (μm)	C _u	C _c	Classification selon Das (1983)	Références
4	25	50	65	150	13		Semi-étalée	Pierce <i>et al.</i> , 1998
21,00	ND	51	65	ND	3	0,02 à 0,21	Uniforme	Ouellet <i>et al.</i> , 1998a
< 1	7	19	28	65	28	1,81	Étalée	Yilmaz <i>et al.</i> , 2003
< 1	6	18	28	75	28	1,33	Étalée	
0,50	10	13	15	25	30	6,90	Étalée	Simon et Klein, 2003
1,00	7	20	27	70	27		Étalée	Kesimal <i>et al.</i> , 2003
1,00	6	17	25	75	27		Étalée	
3,22	10	22	12	99	4	11,66	Uniforme	Benzaazoua <i>et al.</i> , 2000
4,15	11	40	15	134	3	11,53	Uniforme	Belem <i>et al.</i> , 2000
ND	17	48	68	200	ND	ND	-	Wang <i>et al.</i> , 2004

La granulométrie des rejets représentés dans ce tableau est variable. Les paramètres de courbe correspondent à peu près à ceux illustrés à la figure 2.1 avec un D_{10} variant entre 1 et 4 μm , un D_{60} entre environ 15 et 55 μm et un D_{90} entre 50 et 150 μm . Selon la classification de Das (1983), ces rejets peuvent être classés comme ayant une granulométrie uniforme à étalée. L'origine des rejets, ainsi que le traitement qu'ils ont subi déterminent la forme des grains, leur taille et leur distribution (Bussière, 1993).

2.2.2 Paramètres mécaniques et principaux facteurs d'influence

Comme l'utilisation des remblais miniers cimentés en pâte peut servir de support secondaire de terrain durant l'extraction du minerai, le RMCP doit obligatoirement atteindre une certaine résistance mécanique, afin de satisfaire aux exigences du design de la méthode d'exploitation (Belem et Benzaazoua, 2004).

Les propriétés mécaniques des RMCP peuvent être caractérisés à l'aide de différents paramètres: UCS « *uniaxial compressive strength* », résistance au cisaillement (τ), cohésion (c), la déformation (ε), le module élastique de déformation (E), le module

élastique de cisaillement (G), le coefficient de poisson (ν), etc. La résistance en compression uniaxiale (UCS) n'est pas une propriété intrinsèque du matériau, mais c'est un paramètre index largement utilisé en pratique pour le contrôle de qualité dans la mesure où il est simple à obtenir et qu'il peut être corrélée avec les autres paramètres mécaniques.

Impact des principaux facteurs d'influence sur la résistance en compression uniaxiale

L'essai de résistance en compression uniaxiale (UCS) est un essai relativement simple, peu coûteux, qui permet d'obtenir de l'information sur la résistance en compression du matériel. Plusieurs études, effectuées au cours des dernières années, ont montré que la stabilité mécanique des remblais est étroitement liée aux caractéristiques physiques, chimiques et minéralogiques des rejets miniers, à la nature de la solution de gâchage ainsi qu'au type et à la proportion de liant utilisés (Barsotti, 1978; Mitchell *et al.*, 1982; Lawrence, 1992; Stone, 1993, Hassani et Archibald, 1998; Ouellet *et al.*, 1998; Belem *et al.*, 2000; Benzaazoua *et al.*, 1999, 2000, 2002, 2003 et 2004; Fall *et al.*, 2004; Li *et al.*, 2004).

Les matériaux entrant dans la fabrication du remblai (rejets miniers, eau de gâchage, liant, etc.) ont des propriétés très variables, et le remblai lui-même présente des caractéristiques qui varient avec le temps. Ces facteurs impliquent que le comportement mécanique des remblais est complexe. La prochaine section trace un portrait de l'effet des différents paramètres sur la résistance mécanique en compression uniaxiale des remblais; ces paramètres sont tous en relation avec une des trois composantes des remblais, à savoir le rejet, l'eau et le liant.

a) Influence de la granulométrie sur la résistance des remblais

Plusieurs études (Thomas, 1983; Keren *et al.*, 1983; Amaratunga *et al.*, 1997, Benzaazoua *et al.* 2003, Cayouette, 2003; Kesimal *et al.*, 2003; Fall *et al.*, 2003) montrent que la granulométrie des rejets miniers utilisés dans la fabrication des remblais en pâte possède une influence significative sur les propriétés physiques (densité relative, la masse volumique totale et sèche, le pourcentage massique du solide, la porosité, l'indice des vides, la teneur en eau, le degré de saturation, les propriétés de consolidation, *etc.*) ainsi que sur la résistance du remblai.

Le tableau 2.5 présente des valeurs de UCS obtenues en fonction des fractions granulométriques utilisées, du type de liant et du temps de cure.

Tableau 2. 5 : Influence de la granulométrie sur la résistance en compression uniaxiale des remblais en pâte (tiré de Benzaazoua *et al.*, 2003; Fall et Benzaazoua, 2004).

<i>Granulométrie</i>	<i>Mélange de remblai</i>	<i>UCS à 14 jours (kPa)</i>	<i>UCS à 28 jours (kPa)</i>	<i>UCS à 56 jours (kPa)</i>
Plus fine ↓ Plus grossière	G1 (T10 -T50)	127	183	188
	G2 (T10 -T50)	168	223	281
	G3 (T10 -T50)	190	229	275
	G4 (T10 -T50)	243	274	332
	G5 (T10 -T50)	249	255	302
	G1 (T10– SG)	281	475	572
	G2 (T10 – SG)	539	814	970
	G3 (T10 – SG)	644	974	1 182
	G4 (T10 – SG)	731	967	1 067
	G5 (T10 – SG)	722	930	1 053

Ces résultats indiquent que la granulométrie a une influence considérable sur le comportement mécanique des remblais. On observe que pour un même temps de cure et un même type de liant, que les matériaux plus grossiers acquièrent de meilleures résistances en compression uniaxiale.

Benzaazoua *et al.* (2003), ont caractérisé l'évolution du UCS en fonction de certains paramètres granulométriques soient : D_{10} , D_{50} , D_{90} et C_U . Selon ces auteurs, le remblai cimenté offrirait une résistance optimale pour des valeurs de D_{10} compris entre 2 et

3 μm , de D_{50} entre 12 et 32 μm et de D_{90} entre 115 et 190 μm . L'évolution de l'UCS en fonction de C_U montre que les remblais cimentés dont les rejets sont relativement bien classés, c'est-à-dire possédant une large gamme de taille des grains (distribution étalée), sont plus résistants que les remblais dont les rejets possèdent une distribution granulométrique uniforme.

Plusieurs travaux indiquent que de meilleures résistances mécaniques sont atteintes lorsqu'une proportion des particules fines des rejets (on entend ici par particules fines, les particules dont la taille est inférieure à 20 microns) est enlevée. Dans la littérature, ce processus est désigné par le vocable «*déschlammage*»; il apparaît plus approprié, pour désigner ce processus, d'utiliser le terme «grano-séparation». Les résultats suivants montrent l'influence de la grano-séparation des rejets (Cayouette, 2003; Kesimal *et al.*, 2003) sur la résistance en compression uniaxiale.

Tableau 2. 6 : Influence de la grano-séparation sur l'UCS selon Cayouette (2003)

Mélange	UCS en fonction du temps de curage (jours) (kPa)			
	14 jrs	28 jrs	56 jrs	90 jrs
Louvicourt Classifié	ND	600	1 400	1 600
Louvicourt Non classifié	ND	350	1 200	1 400

Tableau 2. 7 : Influence de la grano-séparation sur l'UCS selon Kesimal *et al.* (2003)

Mélange	UCS en fonction de la proportion de particules fines < 20 μm enlevées (à 28 jours de cure) (kPa)				
	15 %	20 %	25 %	30 %	50 %
A : 52 % < 20 μm 5% PKC/B	700	750	800	700	550
B : 54 % < 20 μm 5% PKC/B	400	450	500	450	400

Ces résultats indiquent que la résistance mécanique du remblai est supérieure lorsqu'une certaine fraction (< 25 % wt pour ce cas particulier) des particules fines est retirée aux rejets miniers (Keren *et al.*, 1983; Thomas, 1983; Cayouette, 2003; Kesimal *et al.*, 2003). Toutefois, selon Brackebusch (1994) et Landriault (1995) un remblai doit

contenir au moins 15 % (wt) de particules inférieures à 20 μm . Cette fraction fine dans le remblai en pâte fournit des propriétés de rétention d'eau nécessaires pour prévenir le drainage de l'eau, prévient la ségrégation des larges particules et agit comme un lubrifiant durant le pompage (Amaratunga *et al.*, 1997). Une distribution granulométrique appropriée aide aussi à réduire l'indice des vides du remblai.

L'importance de la granulométrie peut s'expliquer par le lien qu'elle a avec la surface spécifique des grains solides. Dans les procédés d'enrobage (béton de ciment, béton bitumineux, remblai cimenté, *etc.*) la surface spécifique des grains solides influence fortement le comportement du mélange.

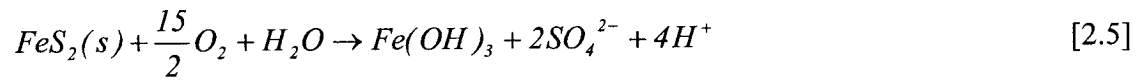
b) Rôle de la minéralogie des rejets

Tel que mentionné précédemment, les rejets miniers entrant dans la fabrication des mélanges de remblai peuvent contenir des teneurs en sulfures très variables, selon le type de gisement et parfois même selon la zone exploitée dans un même gisement (gisement hétérogène). Les sulfures, qui peuvent générer des sulfates par oxydation et qui peuvent faire varier la densité du mélange selon leur teneur, peuvent avoir une influence considérable sur la résistance mécanique des remblais (Levens et Boldt, 1992; Bernier *et al.*, 1999; Yilmaz *et al.*, 2003; Ouellet *et al.*, 1998 et 2002; Benzaazoua *et al.*, 1999, 2002 et 2004; Ouellet *et al.*, 2003; Kesimal *et al.*, 2004).

L'effet des sulfures sur la résistance mécanique des remblais se manifeste d'une manière physique et chimique. Sur le plan physique, l'augmentation de la teneur en soufre du rejet entraîne une augmentation de sa densité. Lorsque les mélanges sont fabriqués à partir de la masse des différentes composantes (ex : 5 % wt de liant), les volumes respectifs (liants et rejets) peuvent être affectés.

Sur le plan chimique, la présence de soufre dans le rejet entraîne une production de sulfates. Les sulfates proviennent de l'oxydation des sulfures dans le rejet et dans le

remblai. L'équation 2.9 illustre la production de sulfates à partir de la pyrite (Nicholson *et al.*, 1987) :



La détérioration des remblais cimentés, causée par ce que l'on appelle des phénomènes d'attaque sulfatique, apparaît comme le résultat des réactions entre les composantes riches en aluminates et en hydroxydes de calcium présents dans les pâtes de ciment et par la quantité de sulfates produits par l'oxydation des sulfures. Les principaux produits de ces réactions sont l'étringite, le gypse et les monosulfoaluminates. La précipitation des sulfates formés participe en premier lieu, à la cimentation des pores du remblai. Mais à cause des volumes molaires élevés associés à chacune de ces espèces minérales sulfatées, les pressions intergranulaires développées conduisent à la dégradation de la résistance mécanique dans le temps (Archibald *et al.* 1995; Ouellet *et al.*, 1998; Benzaazoua *et al.*, 1999, 2000, 2002 et 2003; Mohamed *et al.*, 2003).

La figure 2.2 illustre l'influence de la teneur en soufre (principalement sous forme de sulfures) du rejet sur la résistance en compression uniaxiale, pour différents types et proportion de liant, selon Benzaazoua *et al.* (2000, 2003).

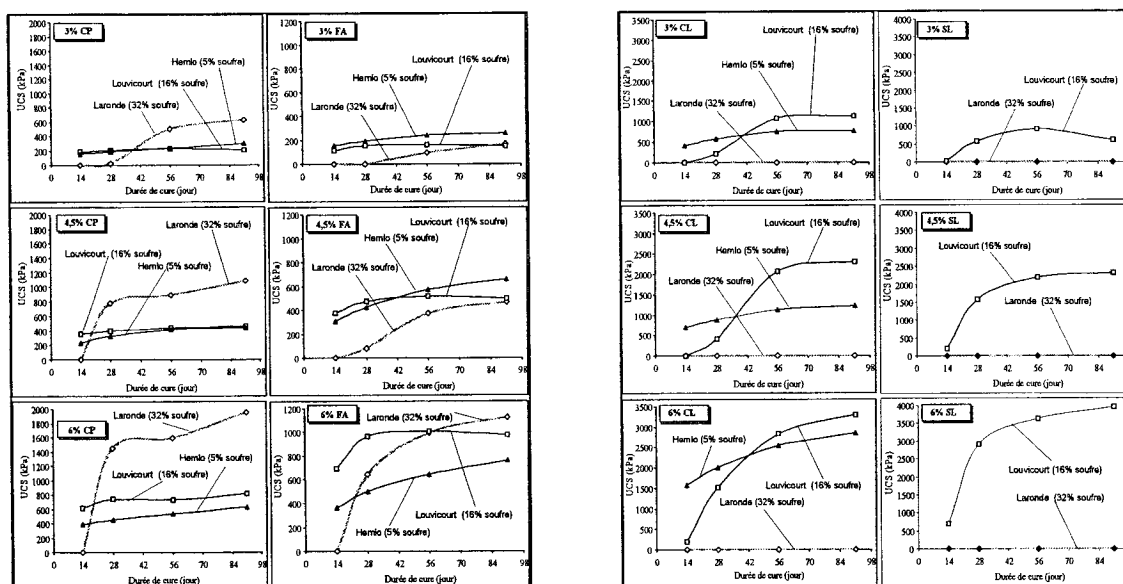


Figure 2. 2 : Influence de la teneur en soufre sur la résistance mécanique (Benzaazoua et al., 2000, 2003)

Cette figure indique que l'acquisition de la résistance mécanique est influencée par le temps de cure, par le type et la teneur en liant mais elle souligne également que la teneur en sulfures des rejets influence la réactivité des liants. Par exemple, on note que le liant formé de ciment Portland ordinaire (CP) type 10 et type 50 est très réactif en présence de rejets sulfureux, contrairement au liant formé de ciment Portland ordinaire type 10 et de laitier de hauts fourneaux (CL), qui ne confère aucune résistance au remblai contenant un pourcentage soufre élevé (32 % dans ce cas-ci). Le mélange fait de ciment Portland ordinaire type 10 et de cendres volantes (FA) réagit mieux avec des rejets à faible teneur en soufre tandis que le mélange constitué uniquement de laitier de hauts fourneaux (SL) ne confère aucune résistance aux rejets fortement sulfureux étudiés.

Ouellet *et al.* (2003, 2005) ont montré que l'oxydation des sulfures est toutefois faible et qu'elle ne se manifeste que dans les premières semaines de cure et qu'en surface. En effet, des essais de consommation d'oxygène réalisés sur des matériaux contenant respectivement 4, 12, 22, 34 et 74 % wt de pyrite ont montré que la réactivité des

sulfures est beaucoup plus faible lorsque des liants hydrauliques sont ajoutés aux rejets. Ceci est relié au potentiel neutralisant des liants et à l'état fortement saturé des remblais qui limite la diffusion de l'oxygène à l'intérieur du milieu poreux (Benzaazoua *et al.*, 2000, 2001; Ouellet *et al.*, 2003, 2005).

Selon Pierce (1997), l'oxydation est fonction de l'effet d'échelle et la perte de résistance associée à l'oxydation des sulfures concerne les échantillons de laboratoire seulement. Par contre, Ouellet *et al.* (1998b) affirment que l'oxydation des sulfures est présente à l'échelle des chantiers miniers. Selon Chapman *et al.* (2003) et Ouellet *et al.*, (2003, 2005), l'oxydation n'apparaît qu'en surface et les minéraux secondaires forment une croûte à la surface du remblai qui constitue une barrière physique et qui limite la diffusion de l'oxygène à l'intérieur du matériel.

c) Évolution de la résistance mécanique du remblai avec la chimie et la proportion de l'eau de gâchage

L'eau est l'une des principales composantes du remblai en pâte. Cette eau se compose de l'eau résiduelle après la filtration du rejet et de l'eau de mixage ajoutée au mélange pour atteindre la consistance désirée. Cette dernière peut provenir de l'aqueduc, du procédé de traitement, d'un lac ou d'un mélange de ces sources. Selon sa provenance, l'eau possède différentes caractéristiques chimiques qui peuvent varier de façon importante d'une eau à l'autre.

L'eau joue un rôle important sur l'acquisition de la résistance mécanique des remblais. Sa composition chimique (notamment sa teneur en sulfates) et sa proportion dans le mélange influencent, entre autres, la résistance mécanique à court et à long terme et les réactions de précipitation des phases cimentaires. Le tableau 2.8 présente des valeurs de UCS obtenues selon le type de liants pour différentes sources d'eau de gâchage à différents temps de cure.

Tableau 2. 8 : Influence du type d'eau de gâchage utilisé dans les mélanges de remblai sur la résistance en compression uniaxiale

Cure (jours)	UCS en fonction du type de liant				Références					
	T10-T50		T10-FA	T10-SLAG		SLAG-T50				
Eau du robinet : $\text{SO}_4^{2-} = 53,9 \text{ mg/l}$ et $\text{Ca} = 35,9 \text{ mg/l}$										
3	0		0	0	Benzaazoua <i>et al.</i> , 2003					
7	157		234	0						
14	1 172		403	55						
28	1 614		600	1 547						
Eau de procédé : $\text{SO}_4^{2-} = 1650,6 \text{ mg/l}$ et $\text{Ca} = 969 \text{ mg/l}$										
3	0		0	0	Benzaazoua <i>et al.</i> , 2003					
7	361		208	0						
14	1 108		422	74						
28	1 490		698	970						
Eau de lac : $\text{SO}_4^{2-} = 3 \text{ mg/l}$ et $\text{Ca} = 21,7 \text{ mg/l}$										
3	0		0	0	Benzaazoua <i>et al.</i> , 2003					
7	563		203	0						
14	1 245		338	73						
28	1 532		554	1 481						
Effet de la teneur en sulfate dans l'eau de gâchage										
	0,36 ppm SO_4^{2-}			4613 ppm SO_4^{2-}			7548 ppm SO_4^{2-}			Ouellet <i>et al.</i> , 2004
	T10	T10FA	T10SL	T10	T10FA	T10SL	T10	T10FA	T10SL	
14	450	300	950	550	450	1100	500	450	1000	
43	600	500	1150	650	650	1250	550	500	1500	
92	800	800	1450	1000	1000	1450	800	850	1850	

Ce tableau montre que la composition chimique de l'eau de gâchage a une influence importante sur l'hydratation des liants et sur la résistance mécanique des RMCP. Dans les eaux de procédé de traitement de minerai, les teneurs en sulfates sont souvent très élevées (Benzaazoua *et al.*, 2000, 2003; Ouellet *et al.*, 2004). Les minéraux sulfatés qui précipitent dans le mélange de remblai peuvent avoir un double effet. Les phénomènes reliés à la présence de sulfates dans l'eau de gâchage sont présentés à la figure 2.3. La présence de sulfates solubles dans le mélange peut conduire à une prise plus lente du ciment, attribuable à l'inhibition de l'hydratation par les sulfates (Phase 1 de la figure 2.3). La précipitation des minéraux sulfatés contribue ensuite au remplissage des espaces intergranulaires. Le remplissage total de l'espace entre le grains entraîne une augmentation de la cohésion du remblai (Phase 2 de la figure 2.3), et par conséquent, une amélioration de sa résistance (Benzaazoua *et al.*, 2003; Ouellet *et al.*, 2004; Al-Harthy *et al.*, 2004).

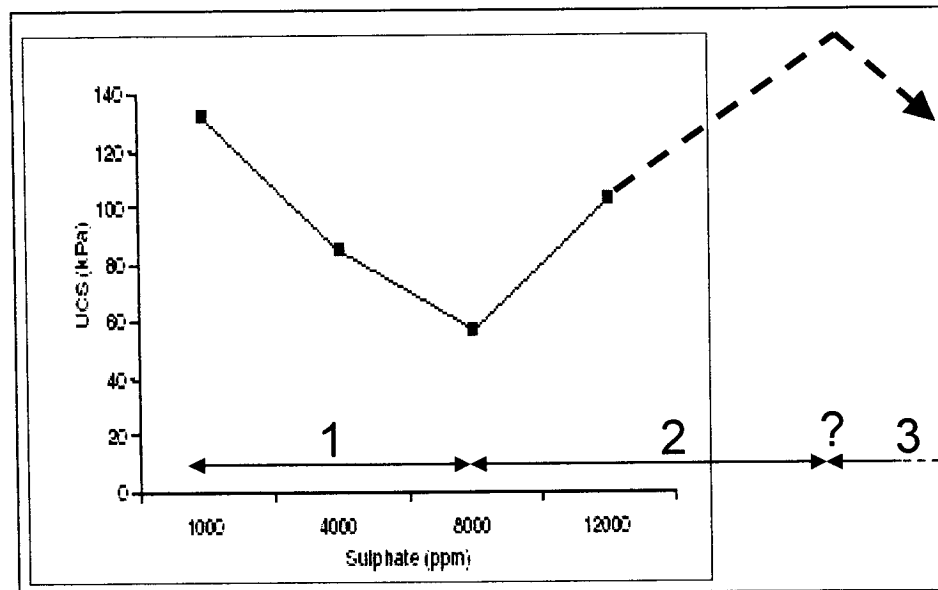


Figure 2.3 : Effet de la teneur en sulfate sur la résistance en compression uniaxiale (Fried et al., 2005)

Cependant, cet effet bénéfique de la présence de sulfates sur la résistance s'arrête lorsque les vides entre les grains ne sont plus suffisants pour contenir les minéraux sulfatés précipités. À ce moment, la précipitation des minéraux produit des pressions intergranulaires conduisant à la détérioration de la masse de remblai durci (Phase 3 de la figure 2.3), ce qui entraîne une chute de la cohésion, et par conséquent de sa résistance (phénomènes reliés à l'attaque sulfatique). Outre la composition chimique de l'eau de gâchage, la quantité d'eau qui est ajoutée au mélange influence également la résistance mécanique du remblai. La figure 2.4 illustre l'effet de la teneur en eau sur la résistance en compression uniaxiale pour différents temps de cure.

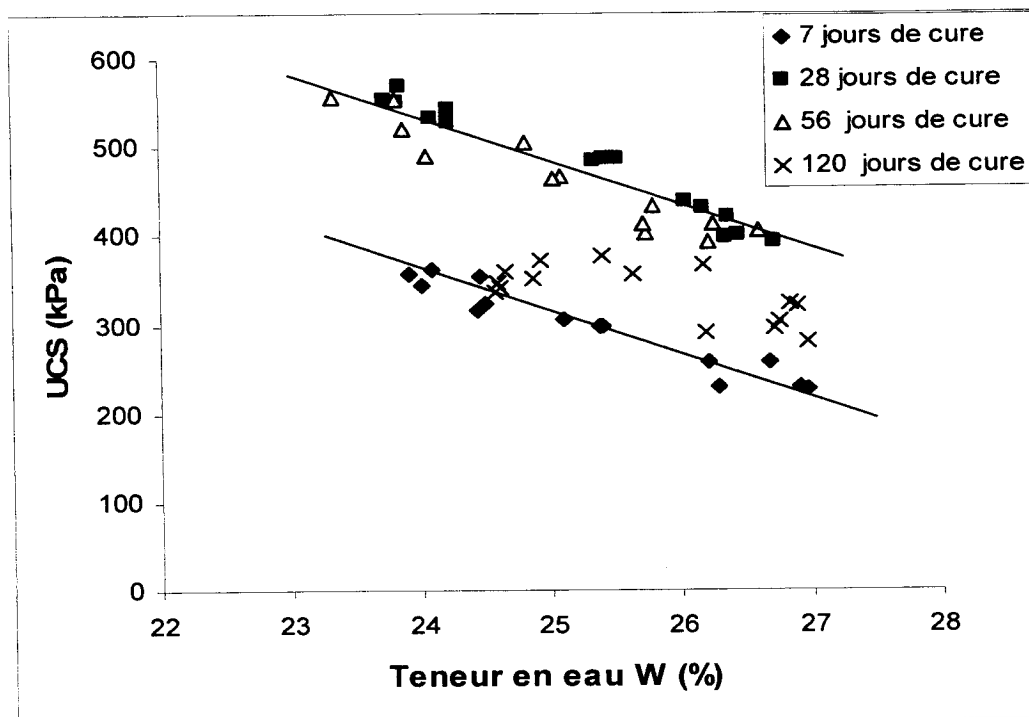


Figure 2. 4 : Effet de la teneur en eau sur la résistance en compression uniaxiale, tiré de Benzaazoua et al., 2003

Cette figure montre que plus la teneur en eau du remblai est élevée, moins l'acquisition de résistance mécanique est importante. Ceci peut être attribuable à la dilution des liants (ou à l'augmentation du rapport eau/ciment), contrevenant ainsi à l'acquisition de la résistance mécanique.

La consistance des remblais, mesurée par l'affaissement au cône d'Abrahms, est liée en partie à la quantité d'eau dans le RMCP. Il existe donc un lien entre la consistance et la résistance en compression uniaxiale des RMCP. Une étude réalisée par Yilmaz *et al*, (2003) et présentée au tableau 2.9 illustre l'effet de la consistance des remblais sur la résistance en compression uniaxiale, à 28 jours de cure, pour différentes proportions de liant. L'eau de gâchage utilisée dans cette étude provient d'un lac.

Tableau 2. 9 : Influence de la consistance sur l'UCS à 28 jours de curage, tiré de Yilmaz et al., (2003)

Type de liant	% liant	UCS à 28 jours de curage (kPa)			
		Affaissement au cône (pouces)			
PKC/B		6,0"	6,5"	6,7"	7,0"
	3,0	150	150	150	100
	4,0	300	300	325	250
	4,5	325	325	350	300
	5,0	450	400	400	400
	5,5	550	525	425	400
	6,0	625	600	450	425
	7,0	812	650	625	625

Cette étude indique que plus l'affaissement au cône augmente, c'est-à-dire que la proportion d'eau dans le mélange est importante, plus l'acquisition de résistance mécanique est influencée négativement et ce, pour les différentes proportions de liant.

Une étude réalisée à l'interne, à l'URSTM, pour le compte de la mine Matagami, confirme ces résultats. La figure 2.5 illustre l'effet de l'affaissement au cône sur la résistance en compression uniaxiale pour différentes proportions de liant, à différents temps de cure.

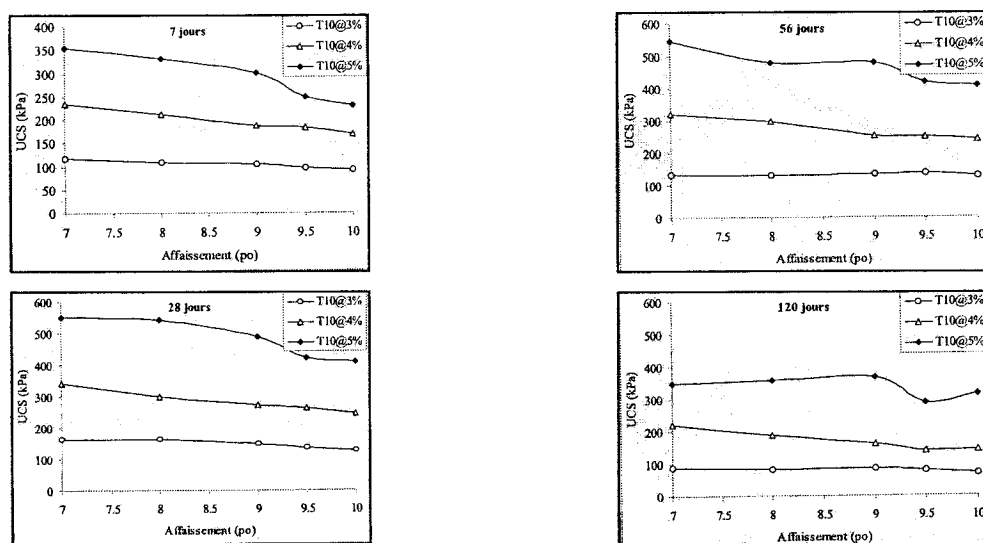


Figure 2. 5 : Effet de l'affaissement au cône sur la résistance mécanique pour différentes proportions de liant, à différents temps de curage (Données de l'URSTM).

On remarque une diminution de la résistance mécanique avec l'augmentation de l'affaissement et ce, pour tous les temps de cure et pour chaque proportion de liant; ceci signifie que l'augmentation de la quantité d'eau dans les mélanges de RMCP a un impact négatif sur la résistance mécanique. Ces figures montrent également que l'impact de l'affaissement sur la résistance mécanique apparaît plus marquant pour les mélanges contenant une teneur en liant plus importante.

d) Évolution de la résistance mécanique du remblai en fonction de la chimie et de la quantité de liant

Une des contraintes importantes dont les opérateurs miniers doivent prendre en compte est le coût des liants. En effet, le liant représente le principal coût dans une opération de remblayage (environ 6 \$ par tonne de remblai et près de \$ 3 par tonne de minerai traité; Hassani *et al.*, 1993; Hassani et Archibald, 1998).

L'optimisation des coûts relatifs aux opérations de remblayage passe donc par un choix judicieux du type de ciment et par l'optimisation de sa proportion dans le remblai (Benzaazoua *et al.*, 2000; Connors, 2001; Fall *et al.*, 2003). Les critères déterminants dans le choix d'un liant hydraulique sont basés sur sa nature ou sa composition chimique, sur sa disponibilité sur le marché, sur sa capacité à résister aux attaques sulfatiques et sur son prix. En tenant compte de ces critères, les principaux types de liant utilisés dans les mélanges de remblais miniers cimentés en pâte sont : le ciment Portland type 10 (CP₁₀), le ciment Portland type 50 (CP₅₀), les laitiers de hauts fourneaux ou « slag » (SG) et les cendres volantes ou « fly ash » (FA). La figure 2.6 illustre la composition chimique de ces liants dans un diagramme ternaire SiO₂ – (CaO + MgO) – (Al₂O₃ + Fe₂O₃).

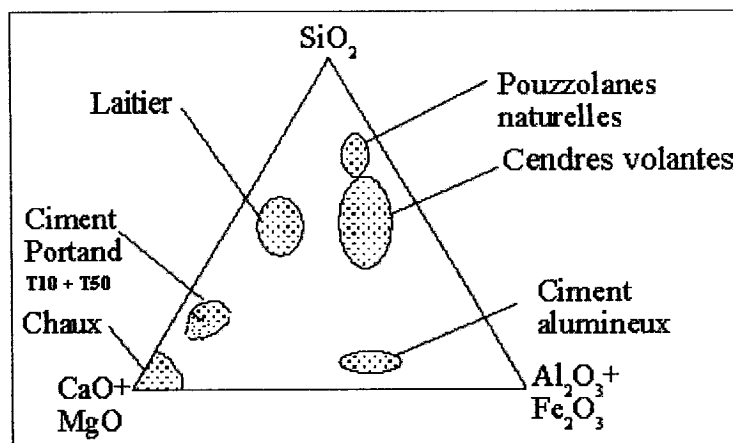


Figure 2. 6 : Composition chimique des principaux types de liant, tirée de Benzaazoua et al. (2003)

Le ciment Portland ordinaire est surtout constitué de CaO (environ 60 %) avec de plus faibles proportions en SiO₂ (environ 20 %), Al₂O₃ (environ 5 %) et Fe₂O₃ (environ 3 %). Le ciment Portland type 50 diffère du ciment Portland type 10 par sa plus faible teneur en aluminium et en magnésium. Les laitiers quant à eux sont constitués surtout de CaO (environ 45 %) et SiO₂ (environ 27 %) avec environ 10 % Al₂O₃. Les cendres volantes sont similaires aux laitiers en ce qui a trait à la teneur en SiO₂ mais avec un pôle davantage dirigé vers Al₂O₃ + Fe₂O₃.

Le tableau 2.10 résume les principales caractéristiques et spécificités des liants de même que leur coût approximatif.

Tableau 2. 10 : Principales caractéristiques des liants utilisés dans les mélanges de remblais (inspirées de Benzaazoua et al., 2003)

Liant	Symbole	Caractéristiques	Coût sur le marché abitibien (\$/tonne)
Ciment Portland type 10	CP ₁₀	Utilisation générale dans des conditions normales, non agressives; produit de base des autres types de ciment	125
Ciment Portland type 50	CP ₅₀	Ciment résistant aux sulfates	157
Laitiers de haut fourneau	SG	Meilleure ouvrabilité; effet pouzzolanique à indice de réactivité moyen; résistance aux sulfates	130
Cendres volantes	FA	Effet pouzzolanique à indice variable; résistance aux sulfates	96

Le liant CP₁₀ agit comme ciment d'activation. C'est le type de liant le plus utilisé par les mines du monde comme liant de base. Le ciment CP₅₀ se caractérise par sa résistance aux attaques sulfatiques (plus faibles teneurs en aluminium et magnésium). Pour ce qui est du laitier de hauts fourneaux, il est utilisé dans plusieurs mines canadiennes en raison de sa disponibilité sur le marché. Ce liant a toutefois besoin d'être activé (habituellement à l'aide de CP₁₀); il résiste bien aux sulfates, mais s'hydrate lentement. Les cendres volantes possèdent sensiblement les mêmes caractéristiques que les laitiers mais elles s'hydratent encore plus lentement et sont disponibles à un coût moindre que les autres liants.

Plusieurs études ont été réalisées pour connaître l'influence de la chimie et de la quantité de liant sur la résistance des remblais en pâte à court, moyen et long terme (Manca *et al.*, 1983; Douglas et Malhotra, 1989; Viles *et al.*, 1989; Lamos *et al.*, 1989; Petrolito *et al.*, 1998; Bernier *et al.*, 1999; Qiu *et al.*, 1999; Benzaazoua *et al.*, 2000; Hassani *et al.*, 2002; Cayouette, 2003; Yilmaz *et al.*, 2003).

Résistance mécanique à court et moyen terme

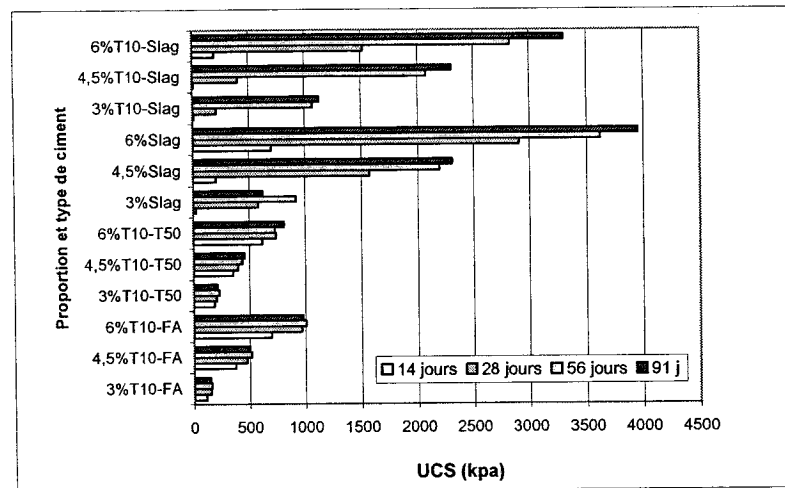
On entend ici par résistance mécanique à court et à moyen terme, les résistances évaluées à l'intérieur d'une période d'environ 90 jours. Le tableau 2.11 montre l'influence de la proportion de liant dans les mélanges de remblai minier cimenté en pâte selon quelques auteurs.

Tableau 2. 11 : Quelques résultats de la littérature montrant l'influence de la proportion de liant sur l'UCS à 28 jours de cure

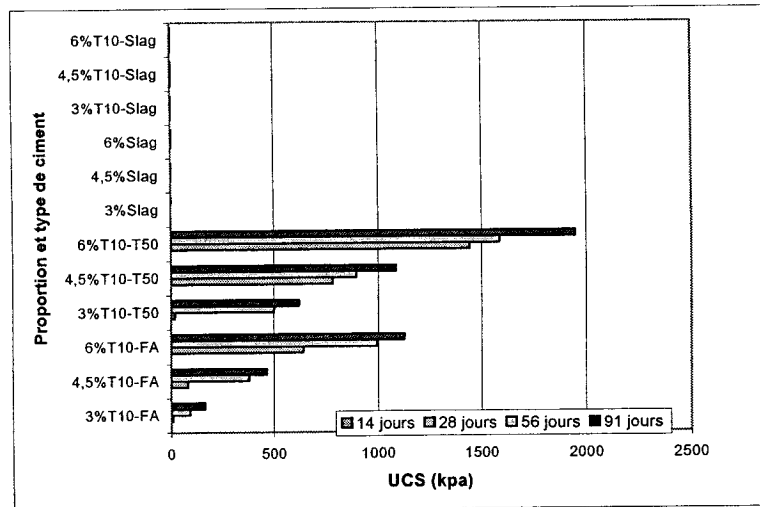
Références	Type de liant	% liant	UCS à 28 jours de cure
Jones <i>et al.</i> , 2001	CP	2	20
	CP	4	100
	CP	6	470
	CP	8	1080
Pierce <i>et al.</i> , 1998	50CP : 50FA	3	200
		5	300
		7	500
Hepworth <i>et al.</i> , 2001	ND	1	150
		2	190
		3	270
		4	380
		6	660

Ces résultats ainsi que les résultats des études décrites ci-après mettent en relief, tel qu'attendu, le fait qu'une augmentation de la proportion de liant à l'intérieur d'un mélange de remblai conduit à une amélioration de la résistance en compression uniaxiale.

Le type de liant choisi a également une influence importante sur l'acquisition de la résistance mécanique. La figure 2.8 a) et b) ainsi que le tableau 2.16 illustrent l'effet de la chimie et de la proportion de liant sur l'UCS des RMCP. Les mélanges de remblais ont été fabriqués dans le cas de la figure 2.7 a) avec des rejets provenant de la mine Louvicourt tandis qu'à la figure 2.7 b) les mélanges de remblai ont été fabriqués avec des rejets de la mine Laronde.



a) avec les rejets de concentrateur de la mine Louvicourt



b) avec les rejets de concentrateur de la mine Laronde (avec eau de gâchage fortement sulfatée)

Figure 2. 7 : Influence du type et de la proportion liant sur la résistance en compression uniaxiale (tirée de Benzaazoua *et al.*, 2003)

Le tableau 2.12 montre des valeurs de résistance en compression uniaxiale (UCS), en fonction du type de liant pour le cas particulier de RMCP de la mine Louvicourt (les essais réalisés dans ce mémoire utilisent des rejets de concentrateur provenant de cette même mine).

Tableau 2. 12: Influence du type et de la proportion de liant sur l'UCS de la mine Louvicourt (Cayouette, 2003)

Type de liant	% liant	UCS (kPa) Temps de curage (jours)			
		14 jrs	28 jrs	56 jrs	90 jrs
100CP	6,0	ND	400	700	700
<i>Avec ajout de fumée de silice</i>					
100CP	6,0	300	400	450	400
20CP : 80SG	4,5	200	250	1 150	1 250
40CP : 60SG	5,0	200	550	100	1 150
<i>Effet du pourcentage de ciment Portland dans le mélange (CP/SG)</i>					
0%CP	4,5	<250	100	200	250
5%CP	4,5	<250	750	2 250	250
10%CP	4,5	<250	900	1 250	1 500
15%CP	4,5	<250	400	1 200	1 400
20%CP	4,5	<250	750	100	1 250
100% CP	4,5	<250	250	300	300
<i>Effet du type de ciment Portland (4,5 % 80SG :20CP)</i>					
Type 10	4,5	250	350	1 300	1 600
Type 30	4,5	300	400	1 600	1 800
Type 50	4,5	250	350	1 350	1 600

L'ensemble de ces études (Benzaazoua *et al.*, 2000; Bernier *et al.*, 1999; Qiu *et al.*, 1999; Jones *et al.*, 2001; Cayouette, 2003; Yilmaz *et al.*, 2003) montre l'effet de la chimie du ciment sur la résistance mécanique des remblais. On peut tirer de ces études que:

- Le liant formé avec du ciment Portland type 10 et type 50 (50:50) développe sa plus grande résistance dans le cas d'un remblai riche en sulfates. Ceci est causé par la formation d'hydrates sulfatés qui participent à la cimentation.
- L'ajout de laitier de hauts fourneaux dans les liants fournit aux rejets moyennement sulfureux les meilleures performances mécaniques à court, moyen et long terme (Belem *et al.*, 2000; Benzaazoua *et al.*, 2000; Douglas et Malhotra, 1989). Ces ajouts minéraux possèdent un effet pouzzolanique qui augmente la formation d'hydrates silico-calciques, comme les gels C-S-H, plus stables en milieu agressif que la portlandite. Il est toutefois important de noter que les laitiers de hauts fourneaux n'ont pas la capacité d'auto-cimentation et

qu'ils doivent être activés par un autre réactif hydraulique pour se comporter comme des agents liants.

- Pour ce qui est du liant composé d'un mélange de ciment Portland type 10 et de cendres volantes, même s'il est intéressant d'un point de vue économique (Zhang *et al.*, 2004), ses performances mécaniques sont plus faibles que pour les autres types de liants (Malhotra, 2001). Des tests réalisés par Simon et Klein (2003) soutiennent que l'ajout de cendres volantes au remblai ne contribue pas de façon significative à l'acquisition de la résistance mécanique. Ceci peut être attribué au fait que l'hydratation des cendres volantes ne peut être initiée qu'à des valeurs de pH supérieures à 13,2 (Neville, 1995).
- Rao *et al.* (2004) ont montré que l'ajout de cendres volantes et de fumée de silice permet, en plus de réduire la consommation de ciment et les coûts qui lui sont associés, d'améliorer les propriétés mécaniques à long terme et la résistance à la corrosion de la masse de remblai cimentés et ce, dans les mines de sels.

D'autres types de liants, moins populaires dans l'industrie minière que ceux décrits précédemment, ont été étudiés. Une étude réalisée par Qiu *et al.* (1999) montre que la résistance du remblai se développe plus rapidement et plus intensément (2 fois plus) avec un liant de type HSM « *High-percent-water Solidifying Material* » qu'avec du ciment Portland ordinaire.

Zhou *et al.*, 2004 ont étudié la possibilité d'utiliser des boues rouges (boue de traitement des raffineries d'aluminium) comme liant hydraulique dans les remblais. Cette étude montre que les boues rouges, avec leur surface spécifique très élevée (entre 5 000 et 7 000 cm²/g) possèdent d'excellentes propriétés de rétention d'eau. La pulpe résultante, dans des conditions où le pourcentage solide est supérieur à 58 % n'a pas

besoin d'être filtrée. Ceci correspond à environ 20 % de moins qu'avec les remblais composés de ciment Portland ordinaire où le pourcentage solide doit être amené à environ 78 %. Les propriétés de cimentation des boues rouges sont meilleures que celles du ciment Portland ordinaire. Par exemple, à 28 jours de cure, pour la même proportion de liant, la résistance des remblais formés de boues rouges est 2,7 fois plus élevée que celle des remblais avec du ciment Portland ordinaire (2,5 MPa vs 0,93 MPa).

Résistance mécanique à long terme

Bernier *et al.* (1999), Benzaazoua *et al.* (2000), Yilmaz *et al.* (2004) et Benzaazoua *et al.* (2004c) montrent que certains mélanges de remblai peuvent avoir une perte de résistance à long terme. Dans ces études, les rejets utilisés dans les mélanges de remblai sont sulfureux (entre 28 et 37 % sulfures). Les figures 2.8 et 2.9 illustrent la perte de résistance en compression uniaxiale dans le temps. Cette perte de résistance est attribuée aux phénomènes d'attaque sulfatique.

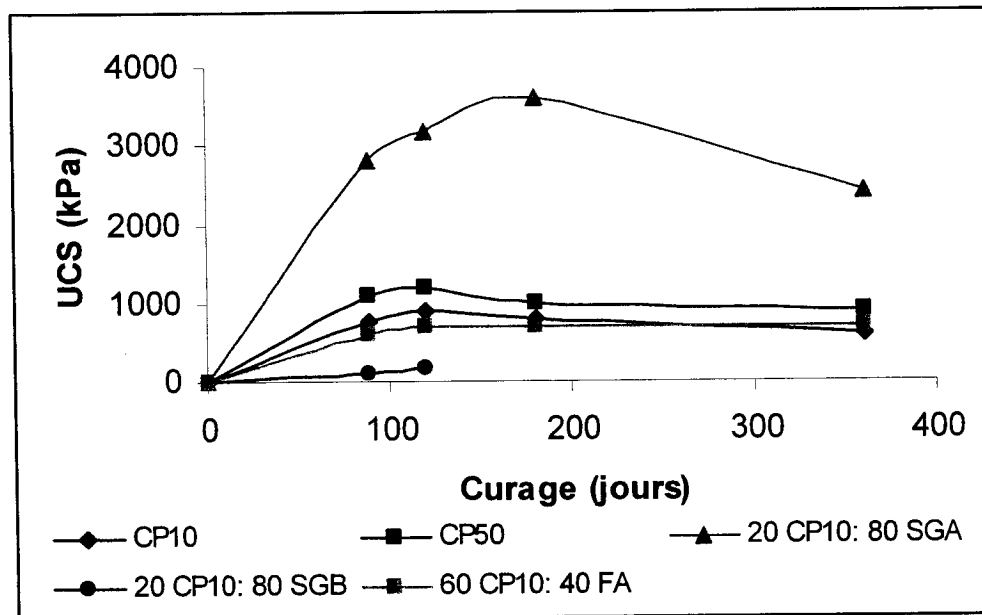


Figure 2. 8 : Influence du type de liant sur la résistance mécanique à long terme, tirée de Bernier *et al.* (1999)

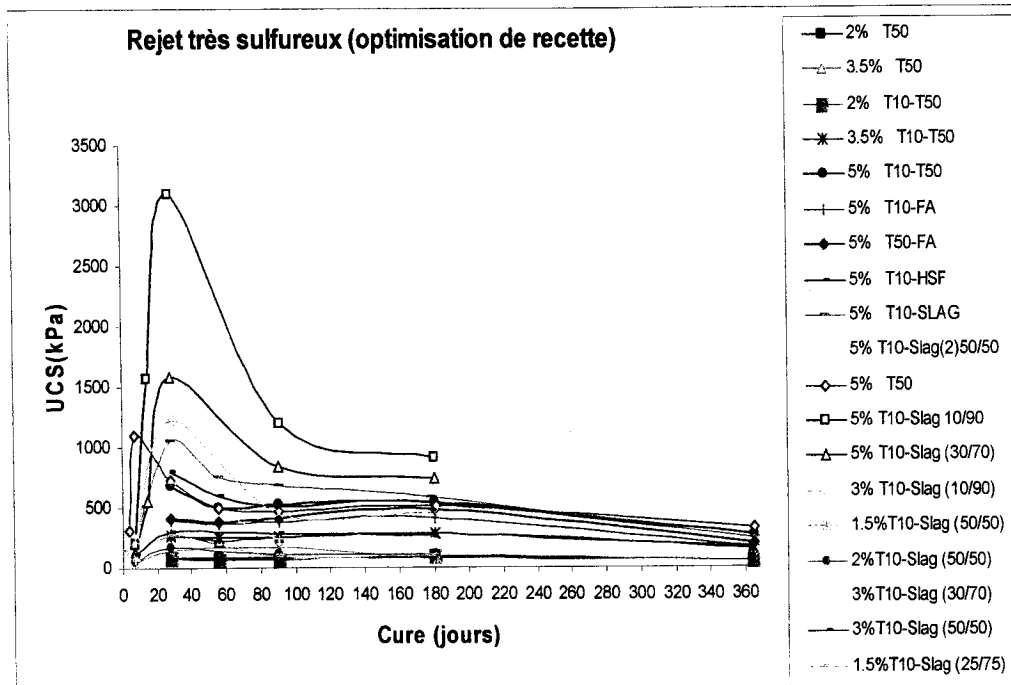


Figure 2. 9 : Influence du type de liant sur la résistance mécanique d'un remblai sulfureux, tirée de Benzaazoua et al. (2004)

Ces figures montrent également l'influence du type de liant dans le mélange (figures 2.8 et 2.9). Elles appuient les résultats mentionnés précédemment à l'effet que la résistance mécanique acquise dépend du type de liant; certains types résistent mieux aux phénomènes d'attaque sulfatique (T_{50}). Lorsque l'on veut que la masse de remblai demeure résistante à long terme, et que l'on a un rejet de concentrateur riche en sulfures (ou des eaux de mélanges très sulfatées), il est nécessaire de vérifier si les phénomènes d'attaque sulfatique sont susceptibles d'apparaître. Dans ce cas, l'utilisation de liants résistants aux sulfates doit être envisagée.

e) Évolution de la résistance mécanique en fonction de divers additifs chimiques

D'autres composantes peuvent être ajoutées au remblai, comme par exemple des accélérateurs de prise ou des réducteurs d'eau. Certains auteurs montrent que ces additifs chimiques peuvent avoir une influence sur l'évolution de la résistance

mécanique des remblais (Farzam *et al.* 2003; Mohamed *et al.*, 2002; Simon et Klein, 2003; Gay et Constantiner, 1998).

Simon et Klein (2003) ont étudié l'influence d'additifs chimiques tels que : CaCl_2 , NaCl , HCl , ainsi que deux polymères superplastifiants de type « *Na naphthalene sulphonate* » et « *polycarboxylic* ». Le tableau 2.13 montre l'évolution de la résistance en compression uniaxiale dans le temps en fonction de différents additifs chimiques ajoutés au mélange de remblai.

Tableau 2. 13 : Influence des additifs chimiques sur l'UCS

Additifs	UCS (kPa)				Références
	28 jours	182 jours	365 jours		
Aucun (témoin)	425	725	1 025		Simon et Klein, 2003
polycarboxylic polymer 500 ml/100kg pâte	725	750	800		
Na naphthalene sulphonate polymer 800 ml/100kg pâte	1 025	1 225	1 775		
CaCl_2 3% wt % de PC	700	950	1 025		
NaCl 3% wt % de PC	650	800	1 100		
HCl 1M HCl	450	ND	ND		
	1 jour	7 jours	14 jours	28 jours	Mohamed et al., 2002
Aucun	0	0	ND	<10	
5% Chaux vive	<10	100	100	75	
5% Chaux vive 10 % FA	75	275	275	275	
5% Chaux vive 110 pm aluminium 10 % FA	50	450	600	700	

Les résultats indiquent que dans tous les cas où des additifs ont été ajoutés au mélange de remblai, la résistance mécanique à court terme s'est avérée plus élevée que pour les échantillons sans additif chimique. À long terme, seul le superplastifiant de type « *polycarboxylic* » ne permet pas d'améliorer la résistance mécanique du remblai et produit même l'effet contraire, c'est-à-dire qu'il réduit la valeur de la résistance mécanique par rapport à un échantillon sans additif. L'augmentation de la résistance pourrait être reliée à la diminution du rapport eau/ciment dans les pâtes cimentées, ce

qui confère une porosité plus faible au matériel durci et une augmentation du taux d'hydratation.

Gay *et al.* (1998) montrent que la résistance en compression uniaxiale des remblais en pâte, à 28 jours de curage, varie selon le type et la proportion d'additifs chimiques ajoutés au remblai. Dans cette étude, les noms commerciaux de ces additifs ne sont toutefois pas mentionnés. Il est à noter que la principale contrainte à l'ajout d'additifs est le coût.

f) Autres facteurs d'influence sur la résistance en compression uniaxiale

L'ensemble de ces études montre l'influence des paramètres chimiques et physiques sur l'acquisition de la résistance en compression uniaxiale. En plus de ces paramètres, on remarque que le temps de cure influence positivement la résistance mécanique des remblais. Lorsqu'une perte de résistance dans le temps est observée, celle-ci s'explique par l'influence de paramètres chimiques ou physiques comme par exemple la teneur en soufre dans le mélange.

Pierce *et al.* (1998) montrent que les conditions de curage ont également un effet sur l'acquisition de la résistance mécanique des remblais. La figure 2.10 montre l'effet des conditions de curage sur la résistance mécanique. La figure 2.10a) représente la résistance mécanique de remblais curés dans des moules scellés à l'air ambiant tandis que la figure 2.10 b) présente la résistance d'échantillons de remblais curés en chambre humide à un pourcentage d'humidité de 85 %, non scellés.

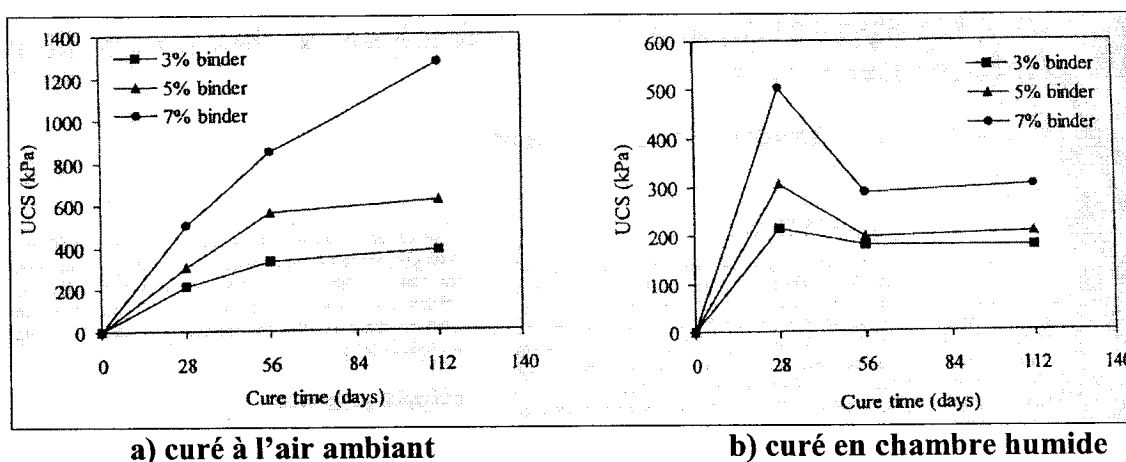


Figure 2. 10 : Effet des conditions de curage sur la résistance mécanique, tirées de Pierce *et al.* (1998)

La perte de résistance mécanique observée pour le cas où les moules ont curé en chambre humide est attribuée à l'oxydation de la pyrite présente dans ces échantillons (5%). Lorsque les échantillons de remblai sont exposés à l'air libre et à une humidité relative inférieure à 100 %, l'eau interstitielle peut s'évaporer et l'oxydation peut apparaître sur les surfaces exposées du remblai.

Un autre facteur pouvant intervenir sur la résistance mécanique des remblais est la température de curage (Fall *et al.*, 2005). Cette étude montre qu'une augmentation de la température de curage entraîne une augmentation de la vitesse de développement de la résistance et une augmentation de la résistance finale du remblai cimenté. À l'inverse, la réduction de la température de curage à des valeurs près du point de congélation, réduit de façon significative la prise des RMCP.

Paramètres géotechniques évalués à l'aide d'essais triaxiaux

Les essais triaxiaux sont plus laborieux et plus coûteux à réaliser, ce qui explique probablement en partie la faible quantité d'informations publiées jusqu'à maintenant sur la résistance en compression triaxiale des remblais miniers cimentés en pâte.

Néanmoins, ce type d'essais permet d'obtenir de l'information sur la résistance des remblais et aussi de simuler un état de contrainte réaliste, similaire à celui dans les chantiers. Les principaux paramètres caractérisant le comportement mécanique d'un remblai sont: la résistance en cisaillement (τ), la cohésion (c), l'angle de frottement interne (Φ) la déformation (ε), le module élastique de déformation (module de Young E), le module élastique de cisaillement (G) et le coefficient de Poisson (ν). Ces paramètres peuvent être déterminés entres autres, à partir de d'essais triaxiaux (Aubertin *et al.*, 2000; Belem *et al.*, 2000; Benzaazoua *et al.*, 2000; Zago, 2003).

Le tableau 2.14 présente les résultats de quelques essais triaxiaux faits sur différents mélanges de remblai, tirés de la littérature.

Tableau 2. 14 : Paramètres mécaniques des RMCP tirés d'essais triaxiaux

Type de liant	% Liant	UCS (kPa)	Paramètres mécaniques			Références
			E (kPa)	C (kPa)	Φ (degré)	
CP10	4,5 %	1 314	416 743	465	9	Benzaazoua <i>et al.</i> , 2000
CP10-FA	6,0 %	1 146	373 114	402	23	
CP10-SG	3,0%	1 012	468 913	400	14	
CP10-SG	4,5%	2325	931 856	1023	8	
CP10-SG	6,0%	3456	1 141 095	1654	4	
CP10-SG	4,5 %	1273	424266	527	11	
CP10	4,5 %	534	299647	158	28	
CP10-FA	4,5 %	787	392819	249	26	Belem <i>et al.</i> , 2000 À 112 jours de cure
CP10-SG	3,0 %			389	15	
CP10-SG	4,5 %			994	9	
CP10-SG	6,0 %			1 595	5	
CP10-CP50	4,5 %			162	28	
CP10-FA	4,5 %			244	26	
CP10-SG	4,5%			518	12	
		1 273	424			Zago, 2003
		534	300			
		2 300		415	34,5	Lampron, 2000
Temps de curage						Pierce <i>et al.</i> , 1998
		28 jours		56 jours		112 jours
		c	Φ	c	Φ	c Φ
CP10-FA	3,0	40	41	64	37,5	101 36
	5,0	75	39	108	34	147 35
	7,0	89	43,5	251	31	331 28

Ces résultats indiquent que la présence de liant dans les remblais en pâte entraîne une augmentation de la cohésion (c) et une diminution de l'angle de frottement interne (ϕ) du matériel. La cohésion est influencée par le type de rejet utilisé dans le mélange, par la proportion et par le type de liant. La figure suivante montre l'effet du type de rejet sur la cohésion et l'angle de frottement interne.

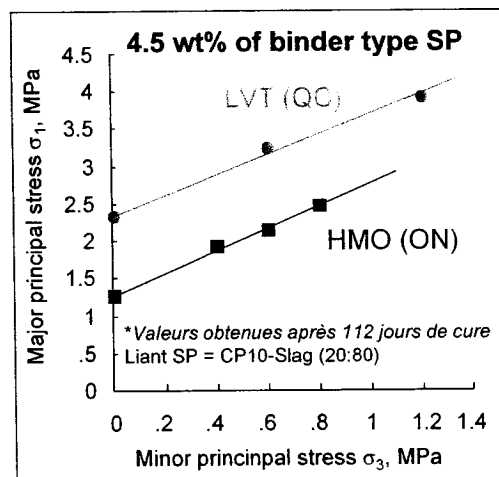


Figure 2. 11 : Effet du type de rejets sur la cohésion et l'angle de frottement interne des RMCP, tirés de Belem et al. (2000)

La grande différence au niveau de la cohésion des mélanges, soit de 994 kPa pour le rejet LVT et de 518 kPa pour le rejet HMO, pourrait être liée à la composition minéralogique et à la granulométrie, différentes d'un rejet à l'autre. Les angles de frottement interne sont toutefois similaires pour les deux mélanges avec des valeurs de 9° pour le rejet LVT et 12° pour le rejet HMO. L'effet de la proportion de liant dans les mélanges sur la cohésion et sur l'angle de frottement interne apparaît à la figure suivante.

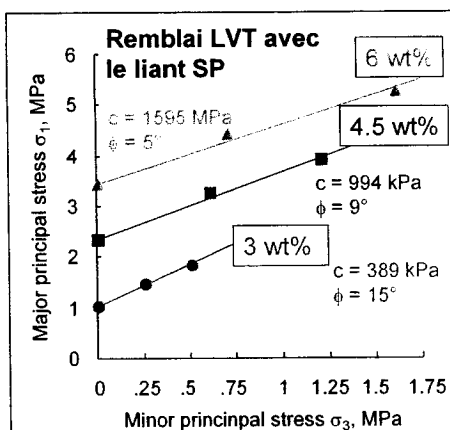


Figure 2. 12 : Influence de la proportion de liant sur la cohésion et l'angle de frottement interne des RMCP, tirée de Belem *et al.* (2000)

Cette figure montre que pour un même type de liant, plus le pourcentage liant augmente, plus la cohésion augmente. À l'inverse, une augmentation de la proportion de liant implique une diminution de l'angle de frottement interne. Il semble que la relation entre le pourcentage liant et la cohésion soit linéaire, ce qui n'est toutefois pas le cas pour l'angle de frottement interne (illustrée à la figure 2.13, tirée de Belem *et al.*, 2000).

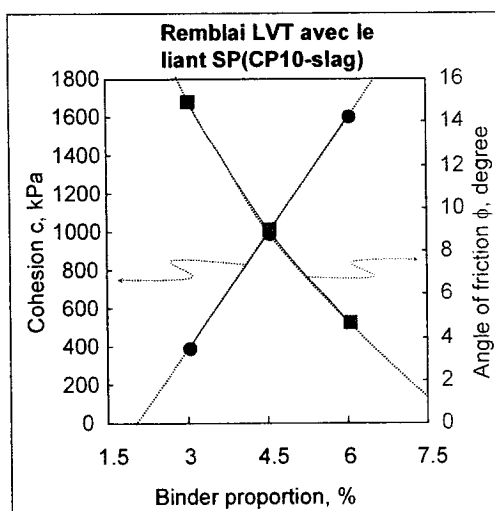


Figure 2. 13 : Relation entre la proportion de liant et les paramètres mécaniques (c et ϕ) des RMCP, tirée de Belem *et al.* (2000)

À partir de ces études, on peut déduire que l'angle de frottement interne semble influencé par le mode d'hydratation des liants. Cette hypothèse est illustrée à la figure 2.14.

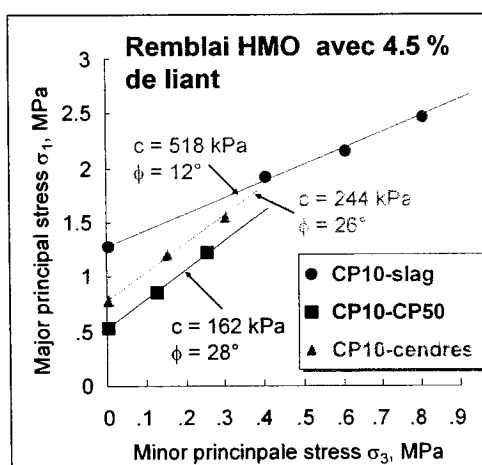


Figure 2. 14 : Représentation du mode d'hydratation des liants, tirée de Belem et al., 2000

Sur cette figure, on remarque que les liants CP₁₀-CP₅₀ et CP₁₀-cendres possèdent un mode d'hydratation similaire (angles de frottement interne de 28° et 26° respectivement) tandis que celui du liant CP₁₀-slag diffère (angle de frottement interne de 12°).

2.2.3 Perméabilité et conductivité hydraulique des RMCP

Une autre propriété importante pour bien comprendre le comportement des RMCP est la perméabilité (ou la conductivité hydraulique).

La perméabilité $K [L^2]$ d'un matériau, parfois appelé perméabilité intrinsèque, est la propriété qui exprime sa facilité à laisser circuler un fluide à travers un milieu poreux (Holtz et Kovacs, 1981; Bowles, 1984). Cette propriété est une caractéristique du milieu, indépendante du type de fluide, de la température et du gradient hydraulique

appliqué. Comme l'eau est le principal moyen de transport de la contamination, il est plus pratique, pour l'industrie minière d'évaluer le coefficient de perméabilité saturé à l'eau, k_{sat} (ou conductivité hydraulique saturée), que la perméabilité intrinsèque du matériel (K).

Selon Bates et Wayment (1967), l'écoulement de l'eau dans les remblais est influencé par plusieurs facteurs dont les caractéristiques des rejets et l'espace qu'occupe les vides. La conductivité hydraulique d'un matériau déposé sous terre ou en surface influence ses propriétés de consolidation, les conditions d'écoulement dans le remblai lui-même et à travers les digues, et la migration des contaminants vers les eaux de surface ou souterraine (Bussière *et al.*, 1996; Bussière, 2005). Une faible conductivité hydraulique du remblai est donc nécessaire pour limiter l'écoulement, par exemple, d'eau acide chargée en métaux toxiques qui sont dommageables pour l'environnement. Une valeur de conductivité hydraulique minimale de 10^{-5} cm/s est recommandée par le US EPA pour les rejets destinés à l'entreposage en surface (Ouellet *et al.*, 2002).

L'obtention de mesures exactes de conductivité hydraulique représente l'un des défis expérimentaux les plus difficiles à relever dans la technologie des RMCP (Hassani et Archibald, 1998). En effet, avec les méthodes usuelles d'évaluation de k_{sat} on assume que les propriétés du fluide n'affectent pas, durant l'essai, la nature et la structure de la matrice solide et que la conductivité hydraulique est fonction uniquement de la géométrie et de l'espace qu'occupent les pores. Or, quand un fluide (l'eau dans la plupart des cas) traverse un milieu réactif comme les RMCP, des variations physiques et chimiques peuvent apparaître dans le système et changer la valeur de la conductivité hydraulique du milieu.

Très peu de données sont disponibles sur les valeurs de k_{sat} des RMCP et de son évolution avec le temps de cure. Les tableaux 2.15 et 2.16 présentent quelques résultats d'essais tirés de la littérature.

Tableau 2. 15 : Évolution de k_{sat} de RMCP de mines en roches dures

Remblai	k_{sat} (cm/s) en fonction du curage (jour)						Références
	0	1	2	7	14	28	
LVT : 5% 80 SG : 20 CP	$\sim 10^{-5}$	7×10^{-6}	6×10^{-6}	1×10^{-8}	1×10^{-8}	$1,0 \times 10^{-8}$	Belem <i>et al.</i> , 2001
S1						$3,6 \times 10^{-4}$	Ouellet <i>et al.</i> , 2002
S1L4C10A						$1,2 \times 10^{-6}$	Mohamed <i>et al.</i> , 2002
S2L0A0F0						$3,5 \times 10^{-4}$	
S2L5A0F0						$2,5 \times 10^{-4}$	
S2L5A0F10						$3,2 \times 10^{-5}$	
S2L5A110F10						$2,0 \times 10^{-6}$	

Tableau 2. 16 : Évolution de k_{sat} de RMCP de mines d'uranium

k_{sat} (cm/s)							Références
% CP	pH	Eau	Curage (jours)	Densité sèche (t/m ³)	Teneur en eau (%)	k_{sat} (cm/s)	
0	5,5	Procédé	30	nd	30,3	$2,1 \times 10^{-05}$	Jones <i>et al.</i> , 2001
6	5,5	Procédé	29	1,29	38,4	$4,7 \times 10^{-07}$	
8	5,5	Procédé	29	1,31	37,6	$1,5 \times 10^{-08}$	
8	5,5	Procédé	32	1,33	37,0	$2,0 \times 10^{-07}$	
2	7,0	Eau fraîche	35	1,27	41,4	$5,2 \times 10^{-06}$	
4	7,0	Procédé	37	1,26	41,8	$3,1 \times 10^{-06}$	
4	7,0	Eau fraîche	35	1,31	37,9	$9,1 \times 10^{-08}$	
6	7,0	Procédé	31	1,31	40,0	$1,8 \times 10^{-07}$	
4	5,5	Procédé	37	1,47	29,6	$1,2 \times 10^{-07}$	

Les résultats des essais de conductivité hydraulique saturée des RMCP montrent que celle-ci décroît rapidement avec le temps de cure (figure 2.15).

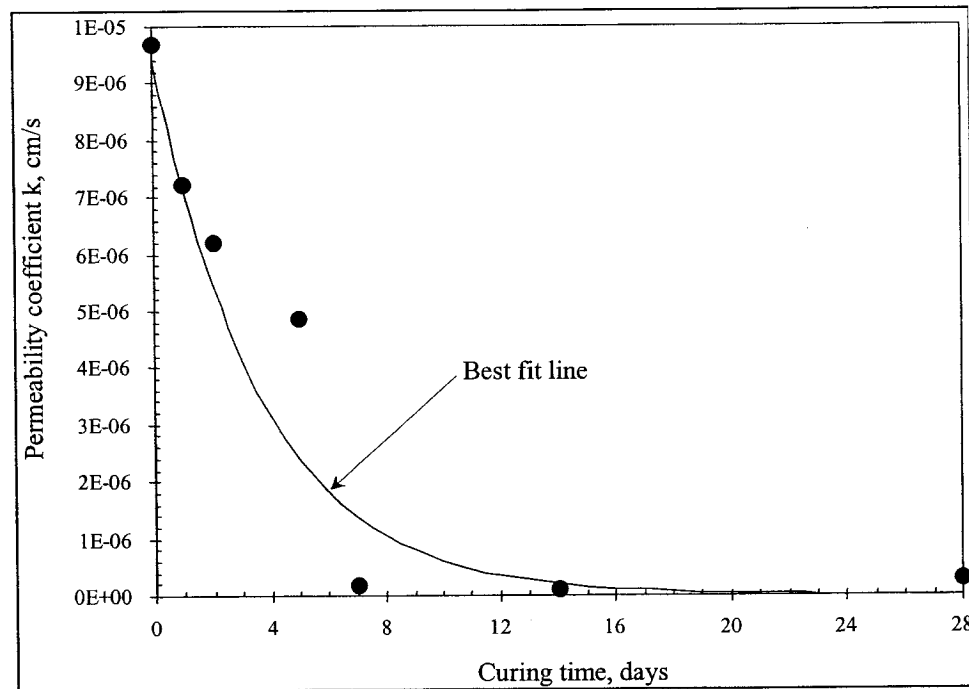


Figure 2. 15 : Évolution de k_{sat} des RMCP dans le temps, tirée de Belem *et al.* (2001)

Cette évolution est caractérisée par une diminution rapide de k_{sat} dans les 7 premiers jours de cure. Après 7 jours, peu de changement est observé dans la conductivité hydraulique saturée qui a atteint 10^{-8} cm/s (Belem *et al.*, 2001).

Selon Belem *et al.* (2001), l'évolution de la conductivité hydraulique des RMCP est reliée à l'évolution de la microstructure avec le temps de cure; cette dernière étant générée par la formation des hydrates qui comblent progressivement la porosité initiale. Les résultats obtenus par Ouellet *et al.*, 2002 et Mohamed *et al.*, 2002 indiquent également que l'ajout de liant ou d'additifs chimiques fait chuter la conductivité hydraulique saturée avec le temps de cure.

Pour Hassani et Archibald (1998), la conductivité hydraulique des RMCP est dépendante de la forme et de la taille des particules ainsi que de la proportion des particules fines. Le liant utilisé influence également la conductivité hydraulique. La

forme et la taille des particules affectent la grosseur des pores et la connexion entre les pores dans lesquelles s'écoule le fluide (Herget et De Korompay, 1978). Tout comme pour les sols d'origine naturelle, la présence de particules fines diminue la conductivité hydraulique en remplissant les vides entre les particules plus grossières.

Mitchell et Smith (1979) rapportent que l'addition d'une faible quantité de ciment Portland n'affecte pas de façon significative la porosité initiale du remblai, mais diminue la conductivité hydraulique du matériel en raison de la formation de gels dans les vides avec le temps de cure. Selon Benzaazoua *et al.* (2004c) l'ajout de liant dans les remblais entraînerait la formation de phases cimentaires peu mobiles, comme les gels, qui affecteraient le mouvement de l'eau dans le milieu. Cependant, ces deux dernières études ne valident pas ces deux hypothèses avec des résultats d'essais.

2.2.4 Propriétés de rétention d'eau

Une autre des propriétés importantes pour la gestion des rejets de concentrateur sous forme de remblai en pâte est sa capacité à retenir l'eau, en particulier lorsque le matériel est sulfureux. Tel qu'illustré par l'équation 2.9, lorsque les minéraux sulfureux sont en présence d'eau et d'oxygène, les réactions d'oxydation des sulfures produisent des sulfates, des ions ferreux et de l'acidité. Comme la diffusion de l'oxygène est 10 000 fois plus lente dans l'eau que dans l'air, des conditions saturées vont limiter les réactions d'oxydation (absence d'oxygène).

Les propriétés de rétention d'eau d'un sol sont représentées par les liens qui existent entre la teneur en eau volumique (θ) ou la saturation (S_r) d'un sol et la succion (ψ). Cette relation est désignée par le vocable « courbe de rétention d'eau ou CRE » (Marshall *et al.*, 1996; Aubertin *et al.*, 1998).

Plusieurs facteurs peuvent influencer la *CRE* d'un matériau donné, notamment : la forme, la taille et la distribution des pores, la minéralogie, la surface spécifique des grains et la composition chimique de l'eau interstitielle (Aubertin *et al.*, 2003). La valeur de θ à une succion ψ donnée dépend aussi du sens de l'écoulement, (mouillage ou drainage) en raison des effets d'hystérésis (Fredlund et Rahardjo, 1993; Maqsoud *et al.*, 2002).

Il existe plusieurs méthodes pour évaluer la *CRE* d'un matériau (*e.g.* Klute, 1986; Fredlund et Rahardjo, 1993). Par contre, les méthodes conventionnelles permettent difficilement d'obtenir la *CRE* d'un matériel évolutif comme les remblais miniers cimentés en pâte. C'est probablement, du moins en partie, la raison pour laquelle on retrouve très peu de données sur les *CRE* des RMCP dans la littérature.

La figure 2.16 présente l'évolution de la valeur de la pression d'entrée d'air (ψ_a) (un des paramètres importants de la *CRE*), d'un remblai minier cimenté en pâte, en fonction du temps de cure.

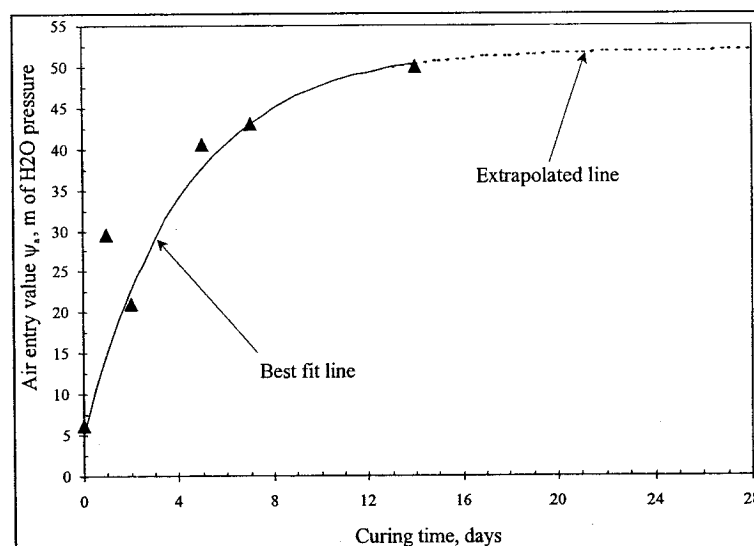


Figure 2. 16 : Évolution de la pression d'entrée d'air d'un RMCP avec le temps de curage, tirée de Belem *et al.*, 2001

Ces travaux montrent l'influence de l'hydratation du liant sur la capacité de rétention d'eau du remblai en pâte. Juste après le démoulage (durée de cure de 0 jour), la pression d'entrée d'air (ψ_a) se situe environ à 6,5 m d'eau. En moins de deux jours de cure, cette valeur atteint entre 20 et 30 m d'eau. Au-delà de cette date, ce paramètre continue d'augmenter avec le temps de cure, mais moins rapidement. Après 14 jours de curage, une valeur maximale d'environ 50 m d'eau est atteinte et semble correspondre au palier de l'évolution de la succion de ce remblai en pâte.

2.2.5 *Autres propriétés*

On retrouve dans la littérature des résultats de d'autres propriétés des RMCP telles que les propriétés de consolidation et les propriétés *in situ*. Les prochaines sections présentent les résultats de quelques études faites sur ces deux aspects.

Propriétés de consolidation

Pour les opérateurs miniers, les propriétés de consolidation des remblais miniers cimentés en pâte sont un aspect important à considérer d'un point de vue économique (remplissage des chantiers). La consolidation correspond au tassement et à la densification d'un dépôt soumis à un état de contraintes (poids des terres ou charges extérieures) par l'évacuation d'une partie du liquide interstitiel.

Les caractéristiques de consolidation usuelles tirées des essais de consolidation sont l'indice de compression C_c , l'indice de recompression C_{cr} , le coefficient de changement de volume m_v et le coefficient de consolidation c_v (Bowles, 1984). Le taux avec lequel un matériau se consolide ($c_v [L^2/T]$) dépend de plusieurs facteurs incluant:

- la perméabilité;
- l'indice des vides;

- le taux de chargement;
- et les propriétés de compressibilité du matériau.

Des essais de consolidation ont été menés par le Roux *et al.* (2002) pour mieux comprendre l'évolution de l'indice des vides des RMCP soumis à un état de contraintes. La figure 2.17 présente les résultats obtenus de cette série d'essais standard à l'oedomètre.

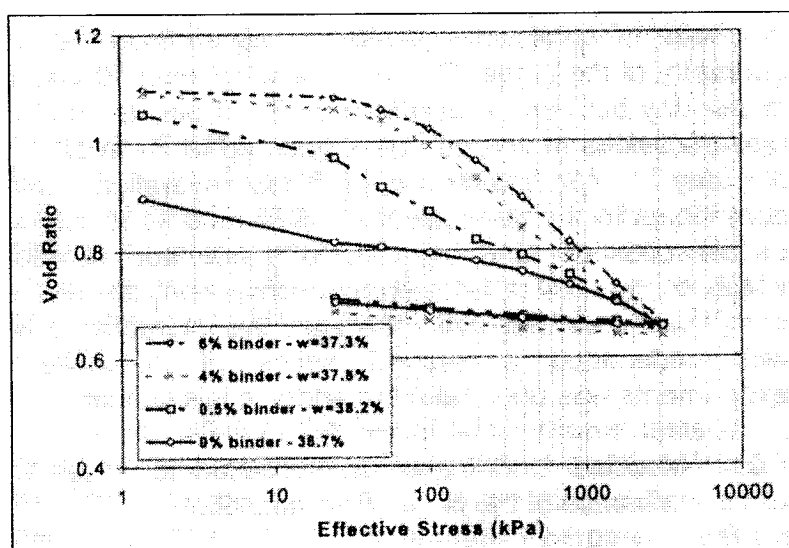


Figure 2. 17 : Évolution de l'indice des vides en fonction des conditions de charge
(le Roux *et al.*, 2002)

De ces résultats, on observe que la proportion de liant ajoutée au mélange de remblai influence l'indice des vides initial; l'augmentation du pourcentage liant confère au mélange un indice des vides initial plus élevé (le Roux *et al.*, 2002; Been *et al.*, 2002). Ce phénomène peut être attribué à l'influence de la finesse des particules des liants sur la structure initiale des RMCP.

On remarque également sur cette figure que les mélanges de RMCP contenant 4 % et 6 % liant montrent une résistance initiale à la consolidation (pression de pré-

consolidation) causée par l'hydratation du liant. Plus le pourcentage liant est élevé, plus cette résistance à la consolidation est importante. Par contre, les indices des vides finaux des différents mélanges sont similaires, même s'ils possèdent des trajectoires différentes pour atteindre ce point. Ceci suggère qu'à des chargements élevés, la structure rigide des RMCP développée par l'hydratation du liant commence à se briser et le matériel tend à se comporter comme un matériel non cimenté (le Roux *et al.*, 2002; Been *et al.*, 2002; Crowder *et al.*, 2000).

La consolidation, représentée par une diminution de l'indice des vides, a un effet sur les propriétés des matériaux. Rankine (2002) et Pierce *et al.* (1998) ont démontré que la consolidation entraîne une diminution de la conductivité hydraulique des RMCP (figure 2.18).

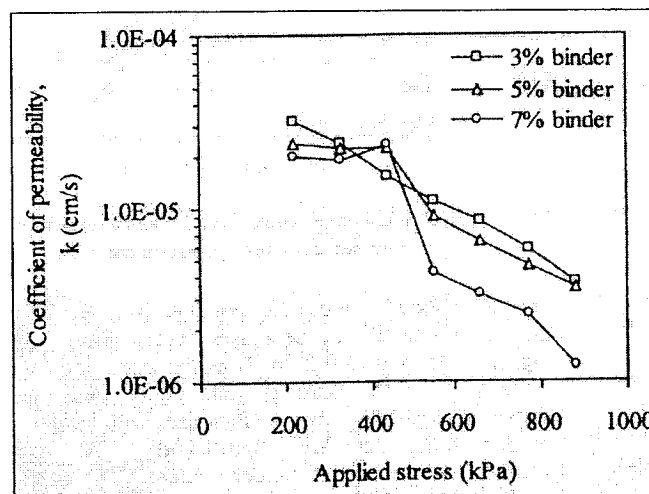


Figure 2. 18 : Évolution du coefficient de perméabilité en fonction de la charge appliquée (tirée de Pierce *et al.*, 1998)

Pierce *et al.* (1998) ont évalué le coefficient de consolidation (c_v en cm^2/s) en fonction de la proportion de liant et de la charge appliquée, à 28 jours de cure (figure 2.19).

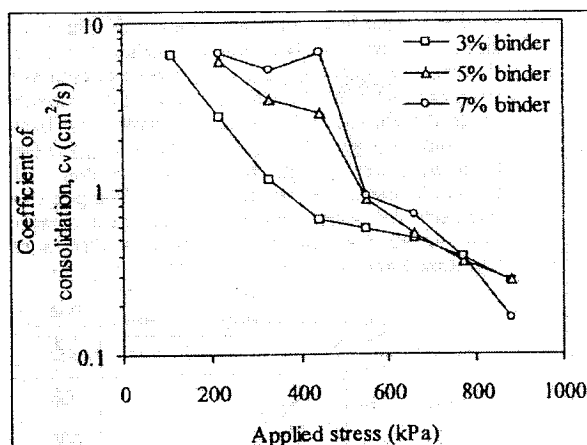


Figure 2. 19 : Évolution du coefficient de consolidation en fonction de la charge appliquée (tirée de Pierce *et al.*, 1998)

Ces résultats indiquent que le coefficient de consolidation diminue de plus de deux ordres de grandeur pour une augmentation de la charge entre 0 et 880 kPa pendant que la porosité (et par le fait même la conductivité hydraulique) de l'échantillon diminue. La valeur du c_v augmente avec la proportion de liant (ce qui est plutôt surprenant si on considère que la coefficient de consolidation est directement relié à la conductivité hydraulique du matériel : l'augmentation de la proportion de liant devant correspondre à une diminution de la conductivité hydraulique), mais sous des conditions de charge élevée, le c_v devient indépendant de la proportion de liant.

Si on compare ces résultats avec des valeurs obtenues sur des rejets de concentrateurs sans liant (Bussière 1993; Aubertin *et al.*, 1996), on remarque que les valeurs de c_v des remblais cimentés, présentés à la figure 2.19, se situent à l'intérieur de la plage de valeurs obtenues pour des rejets de concentrateur sans liant (entre 1×10^{-3} et 5×10^{-2} cm^2/s pour des rejets fins, supérieures à 1×10^{-2} cm^2/s pour des rejets moyens et jusqu'à 1×10^2 cm^2/s pour des rejets grossiers). Il apparaît toutefois difficile d'évaluer l'impact de la cimentation sur le paramètre c_v , puisqu'on ne connaît pas la granulométrie des rejets utilisés dans cette étude.

Propriétés in situ

Le design des remblais miniers cimentés en pâte est pratiquement toujours basé sur des essais au laboratoire. La reproduction des conditions de terrain, comme le mélange du matériel, les processus de mise en place et les conditions de curage, est difficilement réalisable à l'échelle du laboratoire. Ces différences d'échelle et de conditions de curage confèrent aux remblais des propriétés différentes (Revell, 2004; Pierce *et al.*, 1998, le Roux 2004; Granbinski *et al.*, 2005). Les résultats présentés jusqu'à présent dans ce chapitre proviennent essentiellement d'essais de laboratoire. La présente section traite des résultats de différents essais faits sur échantillons *in situ* de RMCP.

Le tableau suivant présente des résultats d'essais pressiométriques réalisés en chantier (le Roux, 2004 b).

Tableau 2. 17 : Paramètres mécaniques de remblais *in situ* de la mine Golden Giant (le Roux, 2004)

# test	Hauteur de remblai (m)	Déplacement (mm)	σ_3 in situ (kPa)	τ (kPa)	G (MPa)	Références
Niveau de la mine 4350-9E						
B3T1	6,9	1,20	170	463	338	le Roux, 2004
B3T2	7,9	1,08	150	435	363	
B4T1	1,9	1,10	185	525	308	
B4T2	2,9	0,80	210	567	344	
B4T3	4,9	0,90	195	509	356	
B4T4	5,9	1,05	230	641	315	
B4T5	6,9	0,50	190	516	514	
B4T6	8,4	1,07	180	576	258	
B4T7	9,9	0,95	168	575	317	
B4T8	11,4	0,90	85	488	339	
B4T9	12,8	0,90	70	464	264	
Niveau de la mine 4350-4W						
B6T1	8,9	1,25	360	551	239	
B6T2	10,9	1,20	260	586	291	
B6T3	12,9	1,00	235	463	344	
B6T4	14,9	0,70	205	506	273	

Ces résultats montrent que la contrainte σ_3 varie entre 70 et 360 kPa, que la résistance au cisaillement varie entre 435 et 641 kPa et que le module de cisaillement varie entre 239 et 514 MPa.

Les essais réalisés en place montrent que les propriétés de base et les propriétés mécaniques des RMCP obtenues diffèrent de celles prises sur des échantillons fabriqués en laboratoire. Le tableau suivant illustre les principales différences entre les propriétés de base des RMCP préparés en laboratoire et les propriétés *in situ*.

Tableau 2. 18 : Comparaison entre les propriétés de base évaluées sur le terrain et au laboratoire, tirée de la littérature

Propriété	Échantillon de bloc non remanié	Échantillon de carotte non remanié	Échantillon de laboratoire		Références
Pourcentage liant (%)	1,5	6,0	1,5	3, 5 et 7	le Roux, 2004 b
Densité relative (D_r)	2,9	2,9	2,9	3,0	
Teneur en eau (% wt)	27,6	27,6	27,4	25,0	
Indice des vides	1,2	1,2	1,1	1,0	
Degré de saturation	95,6	90,7	96,7	100,0	
	Laboratoire	Plan de remblai	Carotte		Références
Pourcentage liant (%)	4,6	4,6	4,6	4,6	Revell, 2004
Temps de cure	56	56	61	57	
UCS	600	399	786	1 037	
% solide	78,9	75,5	76,8	82,5	
Densité sèche	1,54	1,43	1,47	1,59	
Degré de saturation	97	100	98	83	
Indice des vides	1,3	1,0	0,8	ND	

Si on compare les propriétés du remblai *in situ* avec les propriétés du remblai préparé en laboratoire, on constate que l'indice des vides est environ 20 % plus élevé et le degré de saturation environ 10 % plus faible pour les échantillons *in situ*. Pour ce qui est des degrés de saturation, les échantillons de laboratoire sont presque ou complètement saturés (96,7 à 100 %) tandis qu'en chantier, on observe des degrés de saturation variant entre 83 et 98 %. Ouellet *et al.* (2000) ont toutefois été observés des degrés de saturation faibles au sommet des chantiers remblayés (< 5 mètres).

Les tableaux suivants illustrent les différences entre les propriétés mécaniques des échantillons fabriqués en laboratoire et des échantillons relevés dans les chantiers. Comme on a vu que les degrés de saturation semblent différents selon l'origine de l'échantillon de remblai, les propriétés mécaniques sont comparées en fonction de l'état de saturation du matériel.

Tableau 2. 19 : Caractéristiques mécaniques d'échantillons de RMCP (tirées de le Roux, 2004 b).

Propriétés de résistance	Échantillon de bloc non remanié (1,5 % liant @ 90 jours)		Échantillon préparé en laboratoire (1,5 % liant @ 70 jours)	
	Saturé	Non saturé	Saturé	Non saturé
Indice des vides	1,2	1,2	1,1	1,1
Degré de saturation (%)	99	92	99	97
ϕ' (°)	19-27	32-37	23	37
c' (kPa)	55-98	47-60	18	37
E (MPa)	25-47	12-17	24	11
UCS	175-240	110-130	90	133

Tableau 2. 20 : Résistances en compression uniaxiale de RMCP (tirées Cayouette, 2003).

UCS in situ en fonction du temps de curage (kPa)				
Rejet Louvicourt 5% CPSG	6 mois	18 mois	24 mois	48 mois
	1 400	1 450	1 470	1 530

Ces résultats indiquent que les mesures prises sur des échantillons en place, comparées avec des mesures prises sur des échantillons fabriqués en laboratoire diffèrent; pour des teneurs en liants similaires, la résistance et la rigidité sont plus élevées pour les RMCP *in situ*.

De façon générale, la résistance au cisaillement est de 50 % à 80 % plus élevée pour le matériel en chantier et le module de cisaillement est 100 % à 150 % plus élevé dans le chantier. L'angle de friction est similaire pour les échantillons de terrain et de laboratoire alors que la cohésion est plus de deux fois plus élevée pour les échantillons *in situ*.

Ces résultats montrent qu'il existe une plus grande variabilité dans la réponse des RMCP en place que dans le cas des échantillons préparés en laboratoire. Par exemple, les indices des vides varient entre 1 et 1,4 et les degrés de saturation varient entre 90 % et 100 %.

Finalement, la performance mécanique des RMCP semble supérieure en chantier qu'en laboratoire (le Roux, 2004 b; Cayouette, 2003; Ouellet, 2000). Les raisons qui expliquent ce phénomène ne sont toutefois pas encore bien comprises. On suspecte que la consolidation en chantier, le mouvement de l'eau à l'intérieur et autour du chantier remblayé, les effets du transport du remblai dans les conduites, seraient du moins en partie responsable de cette différence.

CHAPITRE 3

DESCRIPTION DES MATÉRIAUX ET DES MÉTHODES

3.1 Présentation du programme expérimental

Ce programme expérimental a été élaboré pour mieux comprendre l'évolution des propriétés hydriques des remblais miniers cimentés en pâte (RMCP) durant le curage. Cette étude vise également à comprendre l'effet du type et de la proportion de liant sur les différentes propriétés hydriques des RMCP. Pour ce faire, une série d'essais de laboratoire représentés par des essais de perméabilité à charge variable, des essais de succion modifiés ainsi que des essais de compression uniaxiale, ont été menés sur différents échantillons de remblai (fabriqués d'un seul rejet de concentrateur et d'une seule eau de gâchage) à différents temps de cure. Tous les essais de perméabilité et de succion modifiés ont été réalisés par la candidate; du soutien technique de la part des techniciens de l'URSTM a été apporté pour les essais de compression uniaxiale.

Environ 150 échantillons ont été préparés et testés au cours de cette étude. Les essais ont d'abord été réalisés sur un mélange témoin. Ce mélange est fabriqué avec des rejets de concentrateur et de l'eau de procédé de la mine Louvicourt à une densité de la pulpe de 76 %, sans l'ajout de liant. Pour évaluer l'effet de la chimie des liants dans les mélanges, deux types de liants ont été testés soient un mélange de ciment Portland type 10 et de laitier de hauts fourneaux, dans un rapport de 20:80 (identifié CPSG) et un mélange de ciment Portland type 10 et de cendres volantes dans un rapport de 70:30 (CPFA). Ces types de liants ont été choisis pour des fins de comparaison; ces liants sont utilisés par des collègues de l'UQAT pour l'étude par exemple des propriétés mécaniques ou de la microstructure des RMCP. Pour connaître l'influence de la quantité de liant, des proportions de 4,5 %, 2 % et 1 % liant, ont été ajoutées au mélange témoin. Les différentes recettes de remblai sont représentées par les

acronymes suivants, représentant respectivement la proportion et le type de liant : 4,5 % CPSG, 2 % CPSG, 1 % CPSG, 4,5 % CPFA et 1 % CPFA.

Chaque échantillon et son duplicata ont été soumis aux trois types d'essais (essai de succion modifiés, essai de perméabilité à charge variable et essai de résistance en compression uniaxiale) aux temps de cure suivants : 1, 3, 7, 14 et 28 jours.

3.2 Matériaux utilisés

Tel que mentionné précédemment, les matériaux utilisés dans le cadre de cette étude consistent en des rejets de concentrateur mélangés à de l'eau de procédé, tous deux provenant de la mine Louvicourt, auxquels sont ajoutés différents types de liants hydrauliques. Ces matériaux sont décrits de manière détaillée dans les sections suivantes.

3.2.1 *Les rejets de concentrateur*

Les rejets de concentrateur ont été échantillonnés à la sortie de l'usine de traitement de la mine Louvicourt qui est située à une vingtaine de kilomètres à l'est de Val d'Or. La mine Louvicourt est opérationnelle depuis 1994; elle produit des concentrés de cuivre et de zinc. Les rejets fins générés par l'usine de traitement possèdent un fort potentiel de génération d'acide. Le remblayage en pâte représente une des méthodes de gestion des rejets de concentrateur utilisées par cette mine; environ 60 % à 70 % des rejets sont destinés au remblayage des chantiers miniers exploités (Cayouette, 2003, 2005).

Pour les besoins de ces travaux, deux barils (d'une capacité de 200 litres) de rejets de concentrateur ont été transportés par camion jusqu'au laboratoire. Le contenu des barils a été transvidé dans des contenants de plastique, scellés sous vide à l'azote, de manière à éviter l'oxydation des sulfures.

Les rejets de concentrateur ont été caractérisés physiquement et chimiquement avant d'être utilisés dans les différents mélanges de remblai en pâte. Les analyses de caractérisation ont été réalisées par les laboratoires de l'URSTM.

Caractérisation physique des rejets de concentrateur

Les principales caractéristiques physiques évaluées pour les rejets de concentrateur Louvicourt sont la granulométrie, la densité relative et la surface spécifique.

La granulométrie des rejets de concentrateur a été déterminée par un granulomètre au laser Mastersizer de Malvern®. Cet appareil mesure la déviation d'un faisceau laser lorsqu'il passe au travers d'une suspension aqueuse du matériau à analyser. La déviation du laser dépend de la géométrie du grain avec lequel il fait incidence. Une courbe de la distribution granulométrique des diamètres de 0,01 à 1000 μm est alors obtenue en peu de temps et avec un petit échantillon. Pour les rejets de concentrateur, les différents travaux des laboratoires de l'École Polytechnique et de l'UQAT ont démontré une bonne concordance entre les résultats obtenus par granulomètre laser et par tamisage/sédimentométrie.

La figure 3.1 montre la distribution granulométrique des particules des rejets de Louvicourt étudiés.

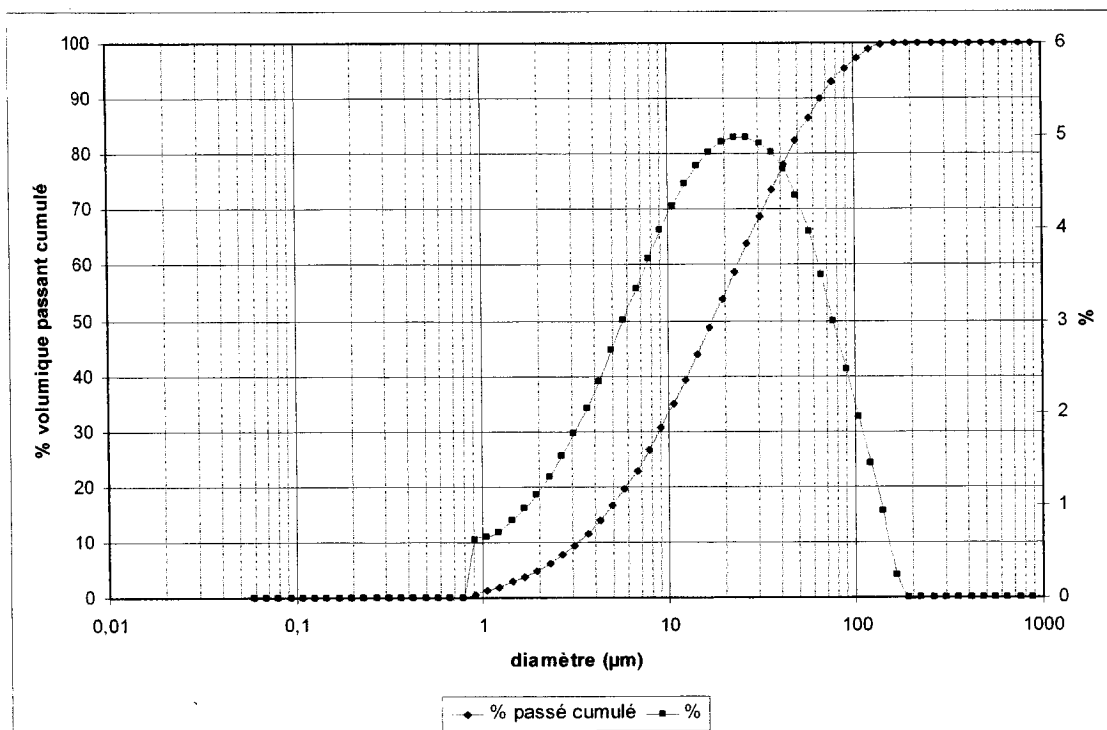


Figure 3. 1 : Courbes granulométriques des rejets de concentrateur de la mine Louvicourt

À partir des courbes de distribution granulométrique, les paramètres D_{10} , D_{30} , D_{50} , D_{60} et D_{90} qui représentent respectivement le diamètre des grains pour lesquels on a 10 %, 30 %, 50 %, 60 %, et 90 % de passant, ont été déterminés.

La mesure de la densité relative des grains solides (ou densité relative D_r) d'un échantillon est réalisée à l'aide d'un pycnomètre à hélium Micromeritics Accupyc 1330. Dans cette analyse, une masse connue du rejet de concentrateur séché est introduite dans une chambre d'analyse. La chambre est ensuite pressurisée par ajout d'hélium jusqu'à une pression prédéterminée. L'appareil permet ensuite à l'hélium de traverser une chambre d'expansion à volume connu et mesure la pression d'équilibre. Par la loi des gaz parfaits, il est possible de calculer très précisément le volume de l'échantillon analysé. Le rapport masse sur volume donne directement la densité. Tous les calculs sont intégrés dans les circuits de l'appareil et ce dernier imprime un rapport

d'analyse fournissant directement le paramètre D_r . De plus amples informations sur les pycnomètres à hélium peuvent être trouvées sur le site <http://www.micromeritics.com/density.html>.

L'analyse de la surface spécifique a été réalisée à l'aide d'un analyseur Micromeritics Gimini III 2375 (<http://www.micromeritics.com/surfacearea.html>). Au cours de l'analyse, un tube contenant une masse connue d'échantillon sec et un tube de référence vide sont plongés dans de l'azote liquide. Une pression de gaz (hélium ou azote) est alors ajoutée au deux tubes. Une partie du gaz dans le tube échantillon est adsorbée à la surface des grains de l'échantillon et occasionne une chute de pression dans le tube. Cette chute sera proportionnelle à la surface spécifique de l'échantillon. La chute de pression est compensée par un ajout de gaz mesuré. L'appareil calcule alors, à l'aide de cette donnée, la surface spécifique de l'échantillon.

Le tableau 3.1 montre les principales caractéristiques physiques des rejets de concentrateur utilisés pour ces travaux.

Tableau 3. 1 : Paramètres physiques du rejet de concentrateur étudié

D_r	% < 2 μm	D_{10}	D_{30}	D_{50}	D_{60}	D_{90}	% < 80 μm	C_u	C_c	S_s (m^2/kg)
3,55	5 %	3,20	8,78	17,19	23,40	65,68	95 %	7,32	3,82	1 910

Les résultats montrent le caractère relativement fin des rejets de concentrateur de Louvicourt. Les rejets sont caractérisés par un coefficient d'uniformité (C_u) de 7,32, des pourcentages passants 2 μm et 80 μm de 5% et 95% respectivement et d'un diamètre des grains correspondant à 10 % passant de la courbe granulométrique (D_{10}) de 3,20 μm . Ces rejets sont typiques des rejets de concentrateur des mines de métaux de base de l'Abitibi (Aubertin *et al.*, 1996, 2002) et peuvent être classés comme silt fin de faible plasticité (ML) d'après le système de classification unifiée des sols (USCS, voir Bowles, 1984). Ces résultats sont appuyés par ceux obtenus lors de la détermination de

la surface spécifique ($S_s = 1\,910\text{ m}^2/\text{kg}$) des rejets étudiés. La détermination de la densité relative ($D_r = 3,55$) montre le caractère relativement dense des rejets de Louvicourt, particulièrement riche en sulfures.

Caractérisation chimique et minéralogique des rejets de concentrateur

Les méthodes utilisées pour caractériser la composition chimique et minéralogique des rejets de concentrateur sont sommairement décrites dans les paragraphes qui suivent.

Analyse chimique au plasma couplé inductif (ICP-AES)

Une masse connue d'échantillon de rejet du concentrateur séché et homogénéisé est complètement digérée par ajout d'acide nitrique concentré (HNO_3), de brome liquide (Br_2), d'acide fluorhydrique concentré (HF) et finalement d'acide chlorhydrique (HCl), le tout étant chauffé sur une plaque (Potts, 1987). Suite à ces étapes, les réactifs sont évaporés et les sels résultants sont remis en solution à l'aide de HCl 10 % v/v. La solution résultante est analysée par spectrométrie d'émission atomique au plasma couplé inductif (ICP-AES) pour les éléments suivants : aluminium (Al), arsenic (As), bore (B), bismuth (Bi), calcium (Ca), cuivre (Cu), fer (Fe), magnésium (Mg), manganèse (Mn), sodium (Na), plomb (Pb), soufre (S) et zinc (Zn).

Le principe de l'ICP-AES réside dans l'atomisation et l'excitation des éléments contenus dans une solution à l'aide d'un plasma d'argon. Lorsqu'un élément excité retrouve son état fondamental, il y a libération d'énergie sous forme de radiations électromagnétiques (photons) à des longueurs d'ondes qui sont propres à l'élément. L'intensité de ces radiations est directement proportionnelle à la concentration de l'élément dans la solution analysée. Un détecteur capte et enregistre simultanément les photons qui sont liés aux intensités des éléments choisis. Un logiciel d'exploitation converti ces intensités en concentrations suivant l'étalonnage quotidien. Le logiciel

calcule alors le pourcentage massique de chacun des éléments choisis en tenant compte de la masse initiale de l'échantillon, du volume final de la solution ainsi que sa concentration mesurée (Skoog et Leary, 1992). L'expérience du laboratoire montre que les résultats produits par ICP-AES engendrent une erreur relative d'environ 5 %.

Le tableau 3.2 montre les principaux éléments chimiques inorganiques présents dans les rejets de concentrateur utilisés.

Tableau 3. 2 : Analyses chimiques ICP-AES des digestions des rejets

Éléments Unité	Al wt %	As wt %	B wt %	Bi wt %	Ca wt %	Cu wt %	Fe wt %	Mg wt %	Mn wt %	Na wt %	Pb wt %	S wt %	Zn wt %
Louvicourt	3,92	0,08	0,029	0,00	1,07	0,093	28,1	2,54	0,194	0,435	0,053	21,4	0,304

Un fait important à remarquer est que la teneur en soufre des rejets de Louvicourt est très importante avec une valeur de 21, 4 wt %.

Analyse minéralogique

La répartition des différents éléments chimiques sous forme de minéraux a été obtenue à l'aide d'un diffractomètre aux rayons X. La méthode d'analyse minéralogique par diffraction des rayons X (DRX) est basée sur le principe que chaque minéral possède un ou plusieurs plans cristallographiques caractéristiques qui provoquent une diffraction des rayons X. Le diffractomètre est un appareil qui permet de varier l'angle d'incidence d'un bombardement de rayons X et d'enregistrer l'intensité du rayonnement qui a été diffracté dans un spectre appelé diffractogramme. Pour chaque minéral, on observe un ou des pics caractéristiques sur le diffractogramme, pics dont la hauteur sera proportionnelle à l'intensité de la diffraction (Klein et Hurlburt, 1985; Guinebretière, 2002). Les logiciels récents d'analyse de diffractogrammes permettent la quantification des phases minérales à l'aide d'un ajustement mathématique des données

expérimentales du modèle mathématique de calcul de diffractogrammes de Rietveld (Taylor et Hinczak, 2001).

Les analyses DRX ont été réalisées aux laboratoires de l'UQAT sur un appareil Bruker A.X.S Advance D8 en mode $\theta/2\theta$ pour les angles de diffraction de 5° à 70° . L'identification des phases minérales est obtenue à l'aide du logiciel Eva et la quantification de celles-ci est obtenue par le logiciel TOPAS, tous deux de la compagnie Bruker A.X.S. L'analyse quantitative nécessite une granulométrie fine ($< 10 \mu\text{m}$) atteinte par le broyage de l'échantillon en suspension dans l'alcool isopropylique à l'aide d'un pulvérisateur McCrone Micronizing Mill. La précision de la méthode de quantification est de l'ordre de $\pm 0,5 \%$ p/p.

L'assemblage minéralogique des rejets est présenté sur le diffractogramme suivant (figure 3.2):

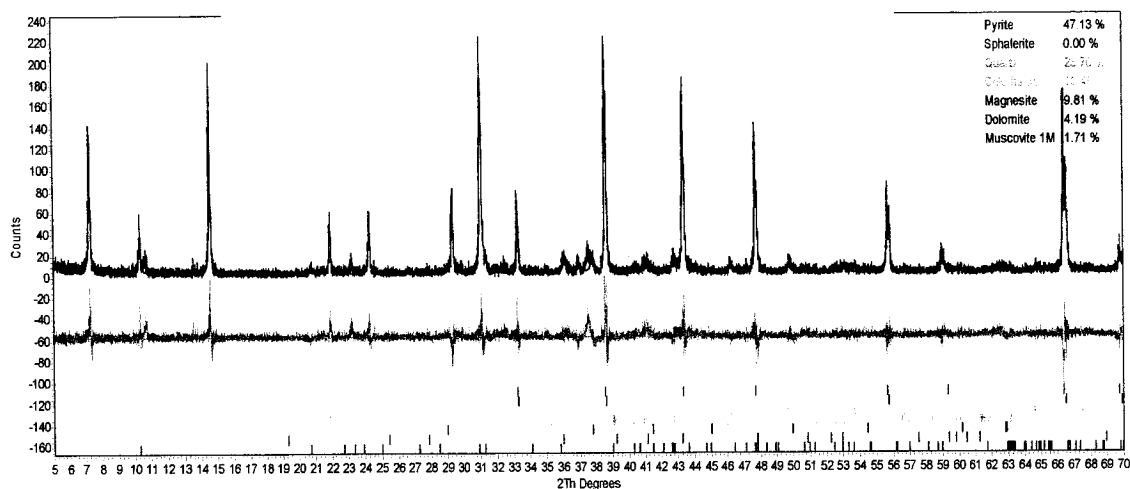


Figure 3. 2 : Diffractogramme des rejets de concentrateur de la mine Louvicourt

Les principaux minéraux retrouvés dans les rejets de concentrateur sont la pyrite (47,13 %) et le quartz (23,70 %). On retrouve également en plus faible proportion de la

chlorite (13,46 %), de la magnésite (9,81 %), de la dolomite (4,19 %) et de la muscovite (1,71%).

3.2.2 Les liants hydrauliques

Deux types de mélanges de liants hydrauliques ont été utilisés à l'intérieur de cette étude. Le premier mélange (CPSG) est constitué de ciment Portland type 10 (CP₁₀), dans une proportion de 20 % combiné à des laitiers de hauts fourneaux « *slag* » (SG), dans une proportion de 80 %. Le deuxième mélange de liants (CPFA) est composé de ciment Portland type 10, dans une proportion de 70 % combiné à des cendres volantes « *fly ash* » (FA), dans une proportion de 30 %. Le choix de ces combinaisons de liants est basé sur l'optimisation de recettes de remblai présentée dans la littérature (Cayouette, 2003; Ouellet *et al.*, 2004; Base de données de l'URSTM) pour différents types de rejets de concentrateur.

Le tableau 3.3 montre les résultats de la caractérisation chimique et physique des différents types de liants utilisés dans cette étude.

Tableau 3. 3 : Caractéristiques chimiques et physiques des liants hydrauliques utilisés

<i>Liant</i>	<i>S</i> (%)	<i>Ca</i> (%)	<i>Si</i> (%)	<i>Al</i> (%)	<i>Mg</i> (%)	<i>Fe</i> (%)	<i>Cu</i> (ppm)	<i>Na</i> (%)	<i>Si/Ca</i>	<i>D_r</i>	<i>S_s</i> (m ² /g)
CP ₁₀	1,53	44,9	8,43	2,41	1,6	1,89	53	nd	0,18	3,15	1,3183
FA	1,33	13,3	15,22	9,15	2,55	4,14	0	4,69	1,14	2,61	2,1636
SG	1,21	26,6	16,89	3,88	6,87	0,482	14	nd	0,63	2,84	2,1400

Le ciment Portland Type 10, utilisé comme ciment d'activation de base, possède une chimie typique (Neville, 1981). Le laitier de hauts fourneaux, utilisé surtout en raison de son bas prix, répond aux recommandations de Malhotra (2001) pour prévenir l'attaque sulfatique avec un pourcentage en Al₂O₃ inférieur à 11 %. Les cendres volantes possèdent sensiblement les mêmes caractéristiques que les laitiers de hauts fourneaux mais elles s'hydratent plus lentement que ces derniers. Le laitier de hauts fourneaux et les cendres volantes possèdent une surface spécifique plus élevée que le

ciment Portland Type 10, avec des valeurs de 2,1400 m²/g et 2,1636 m²/g respectivement (versus 1, 3183 m²/g), indiquant une plus grande finesse des particules.

Les proportions de liants ajoutés aux mélanges de remblai sont de 4,5 %, 2 % et 1 % pour le liant CPSG et de 4,5 % et 1 % pour le liant CPFA. Ces proportions ont été choisies dans l'optique d'une utilisation du remblai à la fois sous terre (4,5 %) et en surface (2 % et 1 %).

3.2.3 L'eau de gâchage

L'eau de procédé récupérée directement à l'usine de remblai de la mine Louvicourt a servi d'eau de mélange pour la préparation des échantillons de remblai en pâte. Le tableau 3.4 présente la composition chimique de l'eau utilisée pour ces mélanges tandis que le tableau 3.5 présente les propriétés physico-chimiques de cette eau.

Tableau 3. 4 : Principaux éléments chimiques présents dans l'eau de gâchage

Élément	Al	As	Bi	Ca	Si	Cu	Fe	Mg	Mn	Na	Pb	SO ₄ ²⁻	Zn
Unités	ppm	ppm	ppm	ppm	ppm	ppm	ppm	ppm	ppm	ppm	ppm	ppm	ppm
Eau de procédé	0,03	<0,03	<0,02	487	1,87	0,17	0,085	3,69	0,103	80,6	<0,07	4733	0,891

Tableau 3. 5 : Propriétés physico-chimiques de l'eau de procédé de la mine Louvicourt

Eau	pH	Ehne (mV)	Conductivité (µmohs)
Procédé	7,67	241,5	2 600

Cette eau de mélange possède un pH proche de la neutralité (7,67) et des teneurs en sulfates et en calcium de 4 733 ppm et de 487 ppm respectivement. La provenance des sulfates est probablement reliée à l'oxydation des sulfures des rejets.

3.2.4 Caractéristiques des mélanges de remblai

Le tableau 3.6 présente les principales caractéristiques physiques des mélanges de remblais obtenus. Les mélanges ont été fabriqués à une densité de la pulpe (P) de 76 %.

Tableau 3. 6 : Caractéristiques des mélanges de remblai

Mélange	P	D_r	Affaissement (cm)	Rapport e/c
Témoin	76	3,53	-	-
4,5 % CPSG	76	3,44	18,4	7,33
2 % CPSG	76	3,51	19,7	16,11
1 % CPSG	76	3,52	14,6	31,89
4,5 % CPFA	76	3,41	15,9	7,33
1 % CPFA	76	3,47	14,6	31,89

Les mélanges de remblai possèdent une densité relative qui varie entre 3,41 et 3,52. La densité spécifique des mélanges est influencée par le type et la proportion de liant, mais elle est surtout dépendante de la densité relative du rejet ($D_r = 3,53$) utilisé dans la fabrication des mélanges (Benzaazoua *et al.*, 2003; Fall *et al.*, 2003). Pour obtenir un pourcentage solide de 76 %, les rapports eau/ciment (e/c) ont dû être ajustés à des valeurs variant entre 7,33 et 31,89. L'affaissement au cône résultant varie entre 14,6 cm et 19,7 cm. On remarque que l'affaissement au cône diffère selon la proportion et le type de liant dans le mélange. En général, plus la proportion en liant est importante, plus l'affaissement est important. Ceci est probablement relié au fait que les mélanges sont tous fabriqués au même pourcentage solide (76 %). Donc, plus la proportion de liant est élevée, moins le mélange contient de particules de rejet; ces dernières conférant une consistance plus épaisse au mélange.

Pour ce qui est du type de liant, les laitiers de hauts fourneaux sont caractérisés par des propriétés de rétention d'eau plus faibles que le ciment Portland. Ceci implique que la consistance des mélanges avec du CPFA est plus épaisse et que l'affaissement est moins important pour une proportion de liant de 4,5 %. Pour une proportion de liant de 1 %, l'affaissement au cône est le même pour les deux types de liant, ce qui suggère

que cette proportion est probablement trop faible pour faire une différence sur la consistance du mélange.

3.3 Méthodes

3.3.1 *Fabrication du mélange de la pâte au laboratoire*

Principe

Le remblai en pâte est fabriqué en laboratoire en mélangeant des rejets de concentrateur, du liant hydraulique et de l'eau de gâchage. Le tout est mixé pour obtenir une pâte d'une consistance désirée qui est mesurée généralement à l'aide d'un test d'affaissement au cône d'Abrahms (ASTM C 143-90). Le remblai minier cimenté en pâte ainsi obtenu est coulé dans des moules. Les moules ainsi fabriqués sont ensuite stockés dans une chambre humide, afin de se rapprocher des conditions d'humidité des chantiers miniers souterrains.

Fabrication des mélanges

Pour fabriquer un mélange de remblai en pâte, les rejets de concentrateur doivent d'abord être homogénéisés. Les paramètres physiques telles que la teneur en eau massique de la pulpe de rejets et la densité relative des grains solides des rejets doivent être déterminés. La connaissance de ces paramètres physiques des rejets permet de calculer la masse de liant et d'eau à ajouter au mélange de remblai en pâte. La masse de liant à ajouter est calculée en pourcentage de la masse sèche du rejet solide.

L'eau de gâchage correspond à la quantité d'eau nécessaire pour atteindre le pourcentage solide ou l'affaissement désirés de la pâte de remblai. Le calcul de la

masse d'eau à ajouter doit tenir compte de la quantité d'eau déjà présente dans la pulpe échantillonnée à la sortie de l'usine de traitement.

Malaxage et remplissage des moules

Après avoir mélangé les quantités exactes de rejets, liant et eau de gâchage, le tout est homogénéisé dans un malaxeur à doubles spirales jusqu'à ce que la pâte soit homogène. Le temps de malaxage (10 minutes) est égal pour tous les mélanges effectués. Le remblai doit être coulé dans le moule en trois couches de même épaisseur. Chaque couche est consolidée par 25 coups de pilonnage à l'aide d'une tige métallique. Les coups doivent être uniformément répartis sur toute la section du moule. Les parois du moule sont frappées légèrement pour éliminer les vides résiduels créés sous l'effet du pilonnage et du remplissage.

Dans le cas de cette étude, les mélanges de RMCP sont coulés directement dans les moules qui serviront aux essais soient : dans des anneaux d'environ 67 mm de diamètre et 32 mm de hauteur, pour les essais de rétention d'eau ; dans les tubes cylindriques de 80 mm de diamètre et 150 mm de hauteur des perméamètres à parois rigides pour les essais de perméabilité et dans des moules de plastique d'environ 100 mm de diamètre et 200 mm de hauteur pour les essais de résistance mécanique et les essais de perméabilité à l'aide d'un perméamètre à parois flexibles.

Les moules sont par la suite scellés puis conservés dans une chambre humide (70 % humidité relative), à une température qui peut varier entre 16 et 27 °C, et sont curés pendant différentes périodes de temps.

3.3.2 Essai de perméabilité

La conductivité hydraulique saturée des mélanges de remblai minier cimenté en pâte a été déterminée avec des perméamètres à parois rigides (Norme ASTM 5856-95) et à parois flexibles (plus communément désigné sous le nom de cellule triaxiale – Norme ASTM D 5084-90) selon la méthode à charge variable (Bowles, 1984). C'est la valeur de k_{sat} qui détermine le choix de l'appareil. Le perméamètre à parois rigides est généralement utilisé lorsque k_{sat} est supérieur à 10^{-5} cm/s tandis que le perméamètre à parois flexibles est utilisé lorsque k_{sat} est inférieur à 10^{-5} cm/s. Le perméamètre à parois rigides a donc été utilisé pour les mélanges ayant une teneur en liant de 1 % et 2 % pour tous les temps de cure, ainsi que pour les mélanges ayant une teneur en liant de 4,5 % pour les sept premiers jours de cure (1, 3 et 7 jours). L'évaluation de la conductivité hydraulique saturée pour les échantillons ayant une teneur en liant de 4,5 %, à des temps de curage de 14 et 28 jours, a été réalisée avec un perméamètre à parois flexibles. On présente dans ce qui suit, une brève description des deux types d'essais de perméabilité.

Perméamètre à parois rigides

Le perméamètre à parois rigides est composé d'un cylindre en plexiglass d'une hauteur de 150 mm avec un diamètre de 80 mm dans lequel les mélanges de remblais ont curé. Le cylindre est scellé à la base et au sommet par des blocs de plastique rigide, par lesquels l'eau peut s'écouler lors de l'essai (figure 3.3). Des géotextiles ont été placés à la base et au sommet de l'échantillon afin de retenir les particules du matériau pendant l'essai tout en permettant l'écoulement de l'eau.



Figure 3. 3 : Perméamètre à parois rigides utilisé dans cette étude

Perméamètre à parois flexibles

Pour les essais de perméabilité avec un perméamètre à parois flexibles, l'échantillon est placé entre des plaques de céramique poreuses, de même diamètre que l'échantillon, qui permettent l'écoulement de l'eau à travers l'échantillon durant l'essai. La conductivité hydraulique des pierres poreuses doit être supérieure à celle de l'échantillon. Une membrane imperméable flexible entoure l'échantillon pour éviter qu'il y ait échange d'eau entre la cellule triaxiale et l'échantillon. La cellule triaxiale est un appareil dans lequel l'échantillon mis en place, peut subir des pressions contrôlées afin de simuler un état de contrainte réel. Les figures 3.4 et 3.5 représentent respectivement une coupe schématique d'un perméamètre à parois flexibles (cellule triaxiale) et le montage d'un essai de perméabilité avec un perméamètre à parois flexibles.

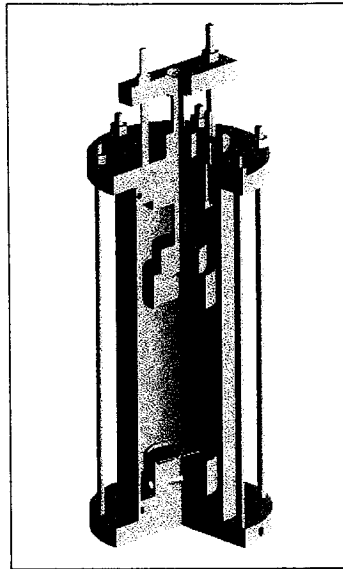


Figure 3. 4 : Représentation schématique de la cellule triaxiale

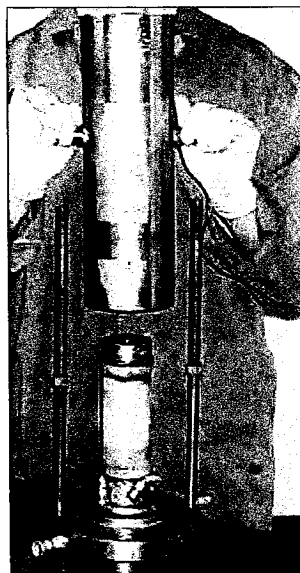


Figure 3. 5 : Montage de l'essai de perméabilité avec un perméamètre à parois flexibles (cellule triaxiale)

Principe de l'essai de perméabilité à charge variable

Lorsque le montage est terminé, l'échantillon doit d'abord être saturé. La saturation se fait sous une pression négative avec de l'eau désaérée. Pour le cas des RMCP, on considère que l'échantillon est saturé lorsque qu'il n'y a plus de bulles d'air qui sortent du perméamètre et que le débit de sortie de l'eau est constant. Lorsque l'échantillon est saturé, l'essai de perméabilité à charge variable peut être amorcé.

Lors des essais à charge variable une différence de charge hydraulique (h_1-h_2) est appliquée sur l'échantillon. On prend en compte l'aire du tube a , l'aire et la hauteur du sol, A et L et on mesure l'intervalle de temps nécessaire pour que la charge passe de h_1 à h_2 .

La conductivité hydraulique saturée est obtenue à l'aide de l'équation suivante :

$$k_{sat} = 2,3 \frac{aL}{A\Delta t} \log \frac{h_1}{h_2} = \frac{aL}{A\Delta t} \ln \left(\frac{h_1}{h_2} \right) \quad [3.1]$$

où :

a = aire du tube de mesure [L^2]

A, L = aire et hauteur du sol [L^2, L]

Δt = intervalle de temps nécessaire pour que la charge passe de h_1 à h_2

La figure 3.6 illustre le dispositif qui permet de mesurer la conductivité hydraulique saturée avec la méthode à charge variable.

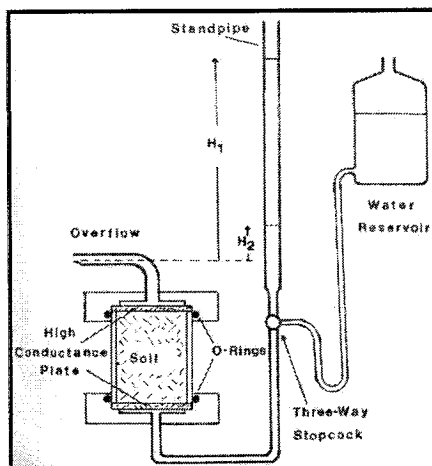


Figure 3. 6 : Dispositif pour mesurer la conductivité hydraulique par essai à charge variable (Klute et Dirksen, 1986)

On obtient la conductivité hydraulique corrigée à 20 °C (k_{20}), en multipliant k_{sat} par le rapport de la viscosité de l'eau à la température du test sur la viscosité de l'eau à 20 °C,

R_T :

$$k_{20} = R_T k_{sat} \quad [3.2]$$

avec une valeur de R_T égale à 1,0074.

3.3.3 Essai de rétention d'eau modifié

Principe de l'essai de rétention d'eau

Lorsqu'un sol est en condition non saturée, l'eau qu'il contient est soumise à une pression négative par rapport à la pression atmosphérique. Cette pression négative ou succion (ψ) est attribuable à la tension superficielle qui existe entre l'air et l'eau, en contact avec la matrice du sol (succion matricielle), ainsi qu'à l'affinité entre l'eau et le solide (adhésion et succion osmotique) (Kovács, 1981; Fredlund et Rahardjo, 1993).

Pour un milieu poreux donné, les paramètres θ (teneur en eau volumique) et ψ sont reliés l'un à l'autre et forment une propriété fondamentale du matériel soit la courbe de rétention d'eau (*CRE*) (Marshall *et al.*, 1996; Aubertin *et al.*, 1998). Les points les plus importants représentés sur la *CRE* sont : θ_s qui correspond à la teneur en eau à saturation; ψ_a (parfois aussi appelé *AEV* pour « *Air Entry Value* ») qui représente la pression d'entrée de l'air (pression correspondant au début de la désaturation); et ψ_r qui est la pression résiduelle exercée à la teneur en eau résiduelle θ_r . La figure 3.7 illustre des courbes schématisées de rétention d'eau ainsi que les principaux points qui les caractérisent, pour un sable et un silt (Aubertin *et al.*, 1995).

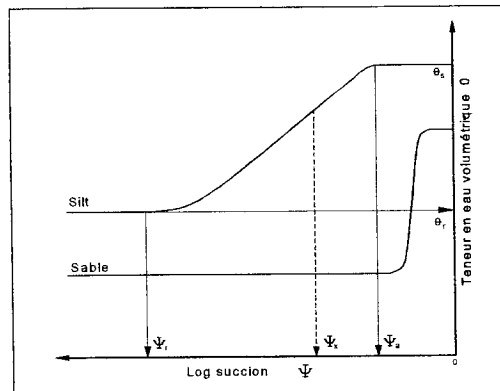


Figure 3. 7 : Représentation schématisée de courbes de rétention d'eau pour un sable et un silt (Aubertin *et al.*, 1995)

Rappelons que plusieurs facteurs peuvent influencer la *CRE* d'un matériau donné, notamment : la forme, la taille et la distribution des pores, la minéralogie, la surface spécifique des grains et la composition chimique de l'eau interstitielle (Aubertin *et al.*, 2003). La valeur de θ à une succion ψ donnée dépend aussi du sens de l'écoulement, (mouillage ou drainage) en raison des effets d'hystérésis (Fredlund *et al.*, 1993; Maqsood *et al.*, 2002).

Évaluation de la courbe de rétention d'eau

Il existe différentes méthodes de laboratoire pour évaluer la courbe de rétention d'eau soit : la cellule de pression (*Tempe Cell*), la plaque drainante, la cellule triaxiale, le papier filtre, les tensiomètres, les psychromètres et les essais en colonne (Bear, 1972; Kovács, 1981; Klute et Dirksen, 1986; Fredlund et Rahardjo, 1993; Ricard, 1994; Norme ASTM D-3152). Des mesures *in situ* simultanées de θ (RDT) et de ψ (senseur *watermark*, tensiomètre, senseur à dissipation de chaleur) peuvent également être utilisées pour évaluer la courbe de rétention d'eau. Ces méthodes permettent d'obtenir plusieurs points dans le plan θ - ψ (Aubertin *et al.*, 1999).

Modèles descriptifs des courbes de rétention d'eau

Une fois que l'on a réalisé un essai de laboratoire qui permet d'obtenir plusieurs points dans le plan θ - ψ , on utilise habituellement des modèles descriptifs qui permettent de décrire la courbe de rétention d'eau sur l'ensemble du domaine. Ces modèles peuvent être subdivisés en cinq catégories, basées sur la formulation mathématique utilisée (Leong et Rahardjo, 1997; Bussière, 1999) : les modèles exponentiels, les modèles de loi de puissance, les modèles cosinus hyperboliques, les modèles polynomiaux et les modèles avec fonctions d'erreurs.

Dans ces modèles, les constantes (ou paramètres des matériaux) dépendent principalement des propriétés de base du sol comme la granulométrie et la porosité (Aubertin *et al.*, 2003). Les modèles les plus utilisés, présentés au tableau 3.7, sont ceux proposés par Gardner (1958), Brooks et Corey (1964), van Genuchten (1980) et Fredlund et Xing (1994). Les trois premiers modèles sont des modèles de loi de puissance tandis que le modèle de Fredlund et Xing (1994) est un hybride entre les modèles exponentiels et les modèles de loi de puissance (Leong et Rahardjo, 1997).

Tableau 3. 7 : Équations des principaux modèles descriptifs de la CRE à partir de points expérimentaux (tirées de Bussière, 1993)

Gardner (1958)	
$\theta_e = \left(\frac{1}{1 + a \psi^{n_G}} \right)$	[3.3]
a et n_G = constantes du modèle	
Brooks et Corey (1964)	
$\theta_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \left(\frac{\psi_a}{\psi} \right)^{\lambda_{BC}}$	[3.4]
θ_e = teneur en eau réduite [$L^3 L^{-3}$] θ = teneur en eau volumique [$L^3 L^{-3}$] θ_s = teneur en eau volumique à saturation [$L^3 L^{-3}$] θ_r = teneur en eau volumique résiduelle [$L^3 L^{-3}$] λ_{BC} = paramètre de lissage de courbe relié à l'agencement des pores ψ_a = pression d'entrée d'air [$ML^{-1}T^{-2}$] ψ = pression de succion [$ML^{-1}T^{-2}$]	
van Genuchten (1980)	
$\theta_e = \left[\frac{1}{1 + (\alpha_v \psi)^{n_v}} \right]^{m_v}$	[3.5]
α_v, m_v, n_v = constantes d'ajustement du modèle	
Fredlund et Xing (1994)	
$\theta = c(\psi) \frac{\theta_s}{\left\{ \ln \left[e + \left(\psi / a_f \right)^{n_f} \right] \right\}^{m_f}} \text{ avec } c(\psi) = 1 - \frac{\ln \left[1 + \left(\psi / \psi_r \right) \right]}{\ln \left[1 + \left(1000000 / \psi_r \right) \right]}$	[3.6]
e = nombre népérien (2.71828) a_f = valeur approximative de ψ_a [$ML^{-1}T^{-2}$] n_f = paramètre de lissage qui contrôle la pente au point d'inflexion de la courbe de rétention d'eau m_f = paramètre de lissage de courbe (relié à la teneur en eau résiduelle et la fonction de correction c (ψ)) ψ_r = succion pour atteindre la teneur en eau résiduelle [$ML^{-1}T^{-2}$]	

On peut retrouver dans la littérature plusieurs autres modèles permettant de décrire les courbes de rétention d'eau (Laliberté, 1969; Farrell et Larson, 1972; Haverkamp *et al.*,

1977; Williams *et al.*, 1983; Bumb *et al.*, 1992; Fayer et Simmons, 1995; Assouline *et al.*, 1998; Haverkamp *et al.*, 2002; Groenevelt *et al.*, 2004). Cependant, des études comparatives réalisées par Leij *et al.* (1997), Leong et Rahardjo (1997), Lebeau (1998) et Burger et Shackelford (2001) montrent que les modèles présentés dans le tableau 3.7 sont parmi les plus utilisés pour décrire les résultats expérimentaux d'essais de rétention d'eau, même si chacun de ces modèles comportent des avantages et des inconvénients.

Modèles prédictifs des courbes de rétention d'eau

Durant les premières phases d'un projet, lorsque peu ou pas de résultats d'essais sont disponibles, il peut être utile d'avoir recours à des modèles de prédiction de la *CRE*. Les modèles de prédiction de la courbe de rétention d'eau les plus récents (aussi appelés fonctions de pédo-transfert) tentent de relier les caractéristiques de rétention d'eau des sols avec leurs propriétés physiques telles la granulométrie et l'état en place du matériau (Arya et Paris, 1981; Kovács, 1981; Haverkamp et Parlange, 1986; Aubertin *et al.*, 1998, 2003).

Parmi ces modèles, le modèle de Kovács modifié par Aubertin *et al.* (2003) (modèle MK) semble prédire efficacement la *CRE* de matériaux tels que les rejets miniers de concentrateur (matériel utilisé dans la fabrication des mélanges de remblai étudiés dans ce projet).

Le modèle MK

Le modèle MK « *modified Kovács model* » propose un ensemble d'équations pour prédire la relation entre la teneur en eau volumique, θ (ou le degré de saturation correspondant S_r), et la succion, ψ . Le modèle MK est dérivé du modèle original de Kovács (1981) et est basé sur les propriétés géotechniques de base des matériaux et sur

l'hypothèse que la rétention d'eau résulte de l'action combinée des forces capillaires et d'adhésion (Aubertin *et al.*, 2003). Ainsi, le degré de saturation S_r , inclut deux composantes agissant conjointement : une créée par les forces capillaires (S_c) (tension de surface qui existe à l'interface eau - air), et une autre associée aux forces d'adhésion (S_a) (reliées à la surface de contact et à la force d'attraction électrique, Aubertin *et al.*, 1998). La contribution de la succion capillaire est plus importante pour des succions relativement faibles tandis que la succion d'adhésion intervient principalement à des succions élevées (Mbonimpa *et al.*, 2000).

Ces deux composantes peuvent être évaluées à partir des propriétés de base du matériel incluant le diamètre effectif des grains D_{10} , le coefficient d'uniformité C_U , et l'indice des vides e pour les matériaux granulaires. Ces propriétés sont utilisées, dans un premier temps, pour définir la *hauteur capillaire équivalente* h_{co} , qui représente le paramètre central du modèle MK. Le modèle MK est représenté par les équations suivantes :

$$S_r = \frac{\theta}{n} = S_c + S_a^* (1 - S_c) \quad [3.7]$$

avec

$$S_c = 1 - \left[\left(\frac{h_{co}}{\psi} \right)^2 + 1 \right]^m \exp \left[-m \left(\frac{h_{co}}{\psi} \right)^2 \right] \quad [3.8]$$

$$S_a^* = 1 - \langle 1 - S_a \rangle \quad [3.9]$$

et

$$S_a = a_c C_\psi \frac{(h_{co} / \psi_n)^{2/3}}{e^{1/3} (\psi / \psi_n)^{1/6}} \quad [3.10]$$

L'ensemble des paramètres du modèle MK pour les matériaux granulaires est décrit au tableau 3.8. Des détails sur les paramètres pour matériaux plastiques peuvent être obtenus dans Aubertin *et al.* (2003).

Tableau 3. 8: Paramètres du modèle MK pour matériaux granulaires
(Aubertin *et al.*, 2003)

<i>Terme</i>	<i>Valeur</i>	<i>Description</i>	<i>Unité</i>
h_{co}	$\frac{b}{eD_{10}}$	Hauteur moyenne de la remontée capillaire	cm
b	$\frac{0,75}{1,17 \log(C_U) + 1}$	Facteur de dimension des pores	cm ²
C_U	$\frac{D_{60}}{D_{10}}$	Coefficient d'uniformité	Sans unité
m	$\frac{1}{C_U}$	Coefficient lié à la distribution des dimensions des pores	Sans unité
a_c	0,01	Coefficient d'adhésion	Sans unité
C_ψ	$1 - \frac{\ln(1 + \psi / \psi_r)}{\ln(1 + \psi_0 / \psi_r)}$	Fonction de correction	Sans unité
ψ_r	$\frac{0,42}{(eD_H)^{1,26}}$	Succion résiduelle	cm
D_H	$[1 + 1,17 \log(C_U)]D_{10}$	Diamètre équivalent	cm
ψ_n	1	Succion de normalisation	cm
ψ_0	1×10^7	Succion à l'état sec	cm
ψ	Variable	Succion	cm
e	Constante pour un sol non compressible donné	Indice des vides	Sans unité
D_{10}	Constante pour un sol donné	Diamètre correspondant au 10 % passant la granulométrie	cm
D_{60}	Constante pour un sol donné	Diamètre correspondant au 60 % passant la granulométrie	cm
$\langle \rangle$	$\langle x \rangle = \frac{1}{2}(x + x)$	Crochets de Macauley : assurent que le degré de saturation en eau d'adhésion soit ≤ 1 (Mbonimpa <i>et al.</i> , 2000)	

Le modèle *MK* a été étendu pour prédire la *CRE* de matériaux plastiques peu déformables à partir de la limite de liquidité w_L , l'indice des vides, e et la masse volumique des grains solides ρ_s (Aubertin *et al.*, 2003). Des travaux sont en cours pour étendre ce modèle aux matériaux déformables sous l'effet de la succion (Mbonimpa *et al.*, 2005).

Essai de rétention d'eau à l'aide de la cellule Tempe

Dans le cadre de cette étude, la méthode retenue pour évaluer la *CRE* des RMCP est basée sur la norme ASTM D 6836-02 qui utilise une cellule pressurisée appelée communément «*Tempe Cell*» (figure 3.8).

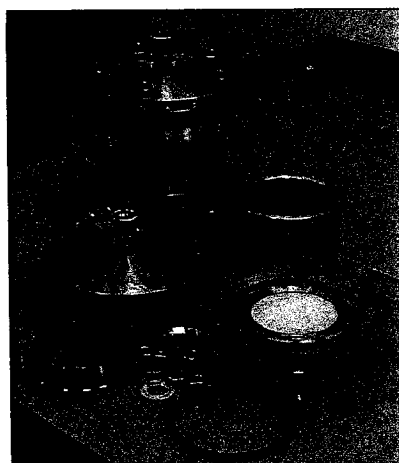


Figure 3. 8 : Cellules « Tempe » utilisées pour cette étude

Pour tracer la courbe de rétention d'eau en drainage d'un matériau, un échantillon est placé sur une plaque de céramique poreuse dans une cellule de pression. Dans cette étude, la pierre céramique utilisée a une pression d'entrée d'air de 1 500 kPa et une conductivité hydraulique saturée de $2,59 \times 10^{-11}$ m/s. L'échantillon est soumis à une pression d'azote (l'azote est utilisé pour éviter les réactions d'oxydation des minéraux sulfureux) tandis que l'eau de sortie subit une pression équivalente à la pression atmosphérique. La pression appliquée dans la cellule entraîne l'écoulement de l'eau du

sol, à travers la pierre poreuse, via un tube d'écoulement jusqu'à l'extérieur de la cellule. Lorsque la teneur en eau volumique du sol est en équilibre avec la pression appliquée, l'écoulement de l'eau cesse et la pression appliquée est équivalente à la succion matricielle du sol. En procédant par palier de pression et en mesurant chaque fois la quantité d'eau évacuée, on peut déterminer la courbe de rétention d'eau qui consiste en un graphique de la teneur en eau volumique θ (ou du degré de saturation, S_r) en fonction de la succion ψ . Dans les essais de succion standard, on assume qu'il n'y a pas de variation de volume des échantillons durant les essais.

Influence du temps sur l'équilibre θ - ψ

Pour réaliser un essai de succion standard, plusieurs semaines et même plusieurs mois peuvent être nécessaires pour laisser le temps au matériau d'atteindre l'équilibre θ - ψ pour chaque palier de pression. Les propriétés de rétention d'eau des remblais cimentés évoluent avec le temps de cure (particulièrement dans les 28 premiers jours), et il n'est pas possible d'attendre l'équilibre si on veut tracer la *CRE* pour un temps de cure donné (Belem *et al.*, 2001). L'essai de rétention d'eau a été modifié de façon à estimer la *CRE* des RMCP à l'intérieur d'une période de 24 heures. Pour définir la méthodologie de l'essai de succion modifié, une étude préliminaire de l'influence du temps d'application de la pression dans la cellule « *Tempe* » sur la *CRE* a d'abord été réalisée sur le mélange témoin (rejets de concentrateur sans liant). Pour chaque niveau de pression (8 niveaux dans ce cas-ci), les degrés de saturation ont été mesurés après différentes périodes de temps, jusqu'à ce qu'il n'y ait plus de variation importante de θ (près de l'équilibre). La figure 3.9 montre des exemples de courbes de drainage obtenues pour trois des huit paliers de pression, correspondant à peu près à des pressions équivalentes à $2\psi_a$ (20 kPa), $10\psi_a$ (104 kPa) et à $\psi_{lim} = 1380$ kPa. La valeur de ψ_a du mélange témoin correspond à environ 13 kPa tandis que la valeur de ψ_{lim} correspond à la capacité maximale de la cellule « *Tempe* ».

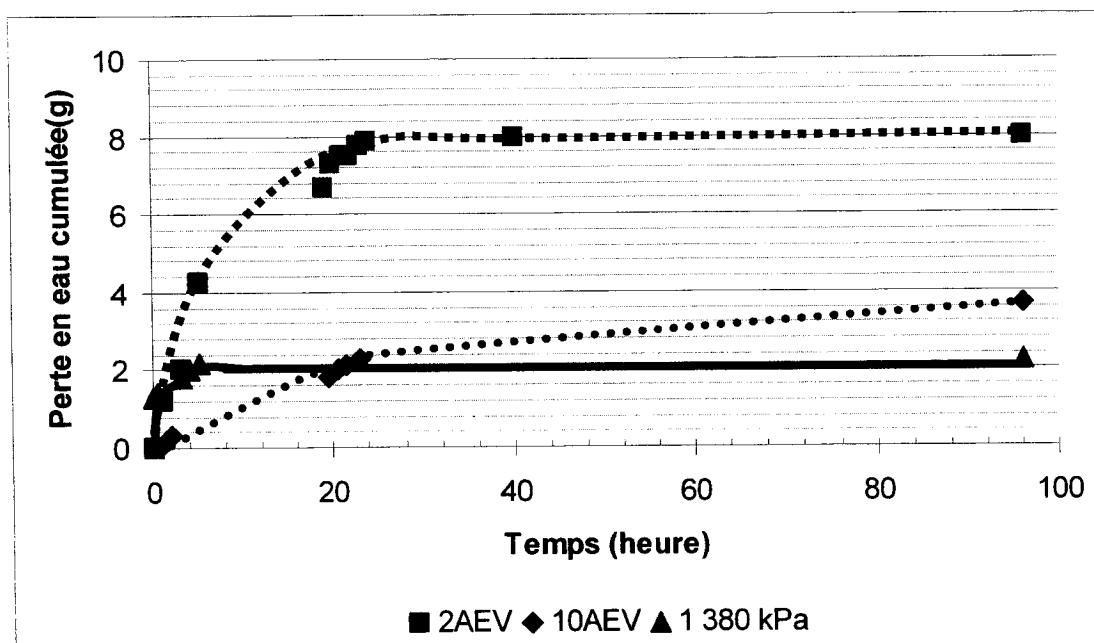


Figure 3. 9 : Exemples du temps requis pour atteindre l'équilibre sur le mélange témoin à différents niveaux de pression

Cette étude préliminaire montre qu'une période de 24 heures n'est pas toujours suffisante pour que le degré de saturation S_r de l'échantillon soit en équilibre avec la pression appliquée. Cette figure illustre que, pour ce matériau, plus la pression appliquée est proche de la valeur de ψ_a , plus on semble près de l'équilibre après une période de 24 heures. Par exemple, pour une pression de $2\psi_a$, la perte en eau cumulée semble se stabiliser après une période de 24 heures tandis que pour une valeur de $10\psi_a$, l'eau continue de sortir de la cellule entre 24 et 96 heures. D'un autre côté, lorsque la pression maximale est appliquée (1 380 kPa), le temps requis pour s'approcher de l'équilibre semble plus court que pour les deux autres niveaux de pression. En effet, après seulement 5 heures, l'eau cesse de s'écouler de la cellule.

Comme la période requise pour atteindre l'équilibre excède 24 heures, mais que les remblais miniers cimentés en pâte évoluent à l'intérieur même de cette période, l'effet du temps sur le degré de saturation (S_r) a été évalué. Ce paramètre a été évalué de

manière à choisir les meilleurs temps d'application de la pression pour s'approcher des valeurs à l'équilibre. La figure 3.10 illustre l'influence du temps (résultats pour des temps de 2, 5 et 16 heures) sur le degré de saturation du matériel.

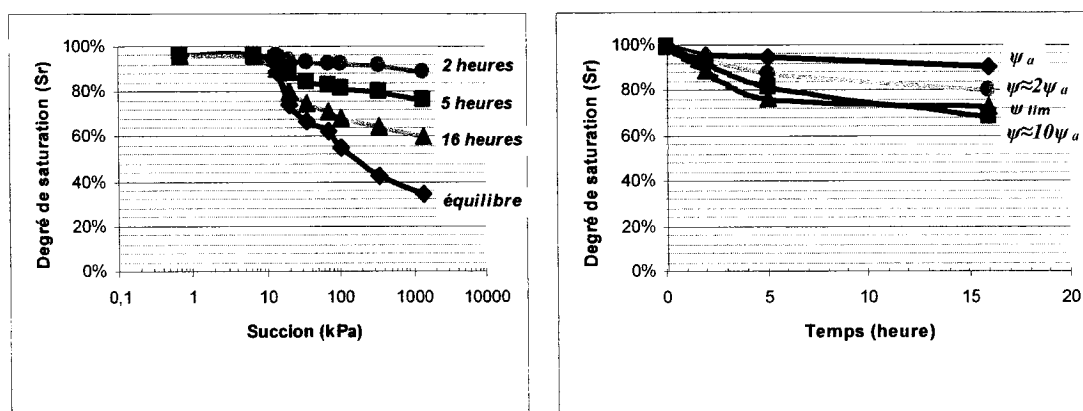


Figure 3. 10 : Évolution du degré de saturation pour différents temps et niveaux d'application des pressions sur le mélange témoin

Ces résultats indiquent que plus le temps pendant lequel la pression est exercée est court, plus la CRE mesurée s'éloigne de la CRE à l'équilibre. De plus, plus on s'éloigne de la pression d'entrée d'air (ψ_a) du matériau, plus l'écart entre la courbe à l'équilibre et les autres courbes, après différents intervalles de temps, s'accroît.

Pour la valeur de ψ_a , la différence avec la valeur à l'équilibre est relativement faible, et se situe à l'intérieur des différences habituellement observées sur des essais standards distincts, réalisés sur un même matériau. Pour une valeur de $2\psi_a$, l'écart entre les valeurs de S_r mesurées à l'équilibre et après une période de 16 heures, est d'environ 5 %. Si on applique par exemple, une pression de $2\psi_a$ pendant 16 heures et une pression de ψ_{lim} (cette pression permet d'évacuer l'eau de l'échantillon à l'intérieur d'une période de 5 heures; voir figure 3.9) pendant une période supplémentaire de 5 heures, l'écart entre S_r mesuré et S_r à l'équilibre devrait être assez faible pour estimer la CRE des RMCP à court terme (à l'intérieur d'une période de 24 heures), même si les degrés de saturation sont légèrement surestimés.

Essai modifié pour évaluer les *CRE* des RMCP

Suite à l'étude sur l'effet du temps d'application de la pression sur la *CRE*, un essai de succion modifié a été proposé afin d'estimer la *CRE* des RMCP dans un délai de 24 heures. Avec cette nouvelle approche, on vise à connaître quatre points θ - ψ pour chaque temps de cure du RMCP. Le tableau 3.9 montre les points θ - ψ qui ont été sélectionnés pour tracer la *CRE* des remblais miniers cimentés en pâte.

Tableau 3. 9 : Points de la *CRE* sélectionnés pour l'essai de succion modifié

<i>Points de la CRE</i>		<i>Temps requis (heure)</i>
<i>Pression appliquée (ψ)</i>	<i>Teneur en eau volumique (θ)</i>	
0	θ_{sat}	1
ψ_{a-m}	θ pour atteindre $S_r = 95 \%$	2
$2\psi_{a-m}$	θ mesuré	16
ψ_{lim}	θ mesuré	5
<i>Temps total requis pour réaliser l'essai : 24 heures</i>		

Le premier point de la *CRE* est représenté par la teneur en eau volumique saturée qui correspond à la porosité du matériel ($\theta_{sat} = n$). Cette valeur est déduite à partir de la teneur en eau massique ($wt \%$), de la densité relative (D_r) de l'échantillon et du volume de l'anneau. Le deuxième point correspond à la pression nécessaire pour amorcer le drainage de l'échantillon (ψ_{a-m} ; l'indice m signifie qu'il s'agit de la pression d'entrée d'air estimée à partir de l'essai de succion modifié). On considère que le début du drainage est atteint lorsque le débit de sortie de l'eau de l'échantillon est d'environ 215 mL/h. Cette valeur a été déterminée suite à plusieurs essais sur le mélange témoin (rejets de concentrateur sans liant) qui ont montré que lorsque l'on atteignait ce débit, suite à l'application de la pression, le degré de saturation à l'équilibre correspondait à environ 95 % (la pression correspondant à cette valeur de S_r peut être considérée à peu près égale à la pression d'entrée d'air ψ_a d'un sol; Aubertin *et al.*, 2003). Le débit de sortie de l'eau à l'extérieur de la cellule dépend entre autre de la conductivité hydraulique (k) de l'échantillon. Pour le cas des remblais cimentés, on peut supposer que la valeur de k va changer (diminuer) avec le curage du matériel et affecter (ralentir)

le débit de sortie de l'eau. Malgré ces considérations, comme les essais de perméabilité et de succion modifiés ont été menés simultanément sur les RMCP, et que la valeur de k_{sat} n'était pas connue au moment de l'estimation du ψ_{a-m} , la valeur du débit de sortie de l'eau permettant d'atteindre un S_r de 95 % a été maintenue constante à 215 mL/h au cours du programme expérimental.

Pour obtenir la pente de la *CRE*, l'obtention de deux autres points était souhaitable afin d'avoir la meilleure représentation possible de la *CRE*. Le troisième point est représenté par la valeur de θ pour une pression de $2\psi_{a-m}$. La mesure de θ est réalisée après un intervalle de 16 heures (temps qui permet d'approcher raisonnablement la valeur à l'équilibre; voir figure 3.10). Le quatrième point est la teneur en eau correspondant à une pression de 1 380 kPa (capacité maximale de la cellule de pression) après une période de 5 heures. Ces quatre points, même s'ils sont différents de ceux obtenus à l'équilibre, devraient permettre d'obtenir un estimé réaliste de la *CRE* pour un matériau évolutif tel que le RMCP.

Vérification de la méthode développée

Pour valider la méthode, des essais traditionnels ont été réalisés sur des rejets de concentrateur non cimentés. La figure 3.11 montre les résultats de trois essais standards réalisés sur des échantillons similaires (avec $0,46 < n < 0,50$). Cette figure montre également un fuseau des extrêmes observés.

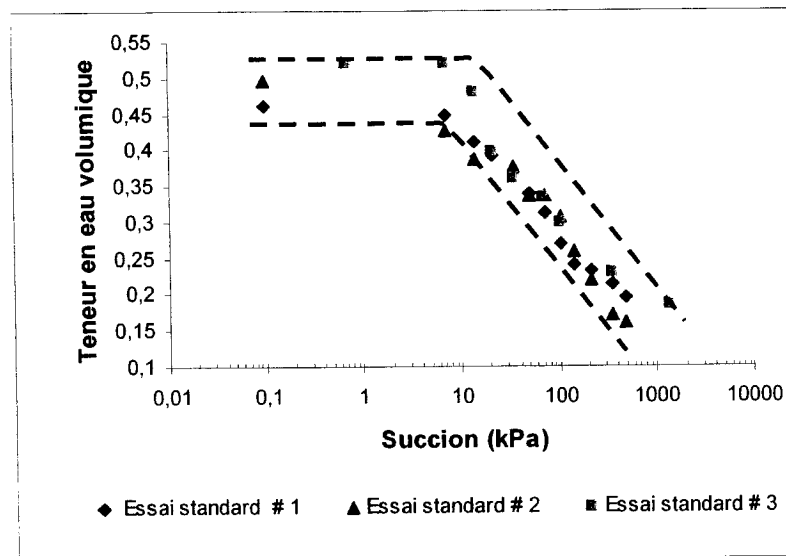


Figure 3. 11 : CRE obtenus dans diverses cellules, sur des rejets de concentrateur sans liant; on montre aussi un fuseau des courbes lissées extrêmes

Ces résultats indiquent que les essais donnent des résultats pratiquement similaires entre eux, compte tenu de la variabilité naturelle pour ce genre de test (i.e. pour un même matériau dans les mêmes conditions, les résultats peuvent être légèrement différents). On observe également que la valeur moyenne de ψ_a des rejets de concentrateur étudiés est d'environ 13 kPa.

Deux autres essais visant à tracer la *CRE* des rejets de concentrateur sans liant ont été réalisés, mais avec l'essai de succion modifié (durée de 24 heures). La *CRE* moyenne obtenue à la suite de ces essais est présentée à la figure 3.12. Cette *CRE* se situe à l'intérieur ou légèrement au-dessus du fuseau des *CRE* tracées à partir de l'essai de succion standard. La différence entre les points à l'équilibre (la courbe supérieure du fuseau) et les points obtenus avec l'essai modifié est inférieure à 10 %. Ces résultats montrent que la méthode proposée permet d'obtenir une bonne approximation de la *CRE* des rejets de concentrateur et ce, à l'intérieur d'une période de temps de 24 heures.

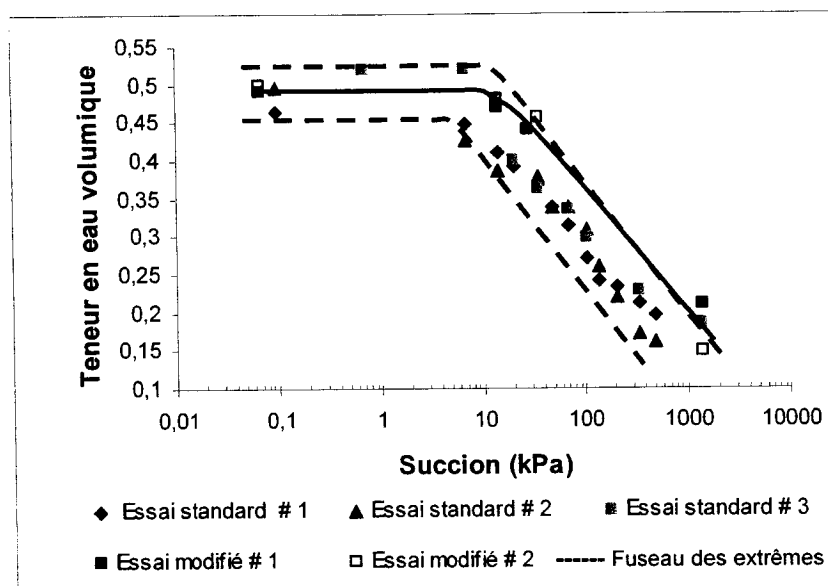


Figure 3. 12 : CRE obtenues à partir de l'essai de succion modifié (méthode des 4 points)

3.3.4 Essai de compression uniaxiale

La caractérisation de la résistance mécanique du remblai cimenté a été réalisée à l'aide d'essais de compression uniaxiale (figure 3.13). Cet essai est réalisé à l'aide d'une presse mécanique rigide *MTS 10/GL* d'une capacité de 50 kN et d'un taux de chargement minimum de 0,001 mm/mn. La charge appliquée est mesurée par une cellule de pression, le déplacement, par un capteur de déplacement à induction. La précision de la mesure de la charge est de l'ordre de 1 %. Les éprouvettes d'échantillons soumises à ces essais doivent avoir un élancement λ de $2,0 \leq \lambda \leq 2,5$ (l'élancement λ étant le rapport de la hauteur H de l'éprouvette à son diamètre D ($\lambda = H/D$)).

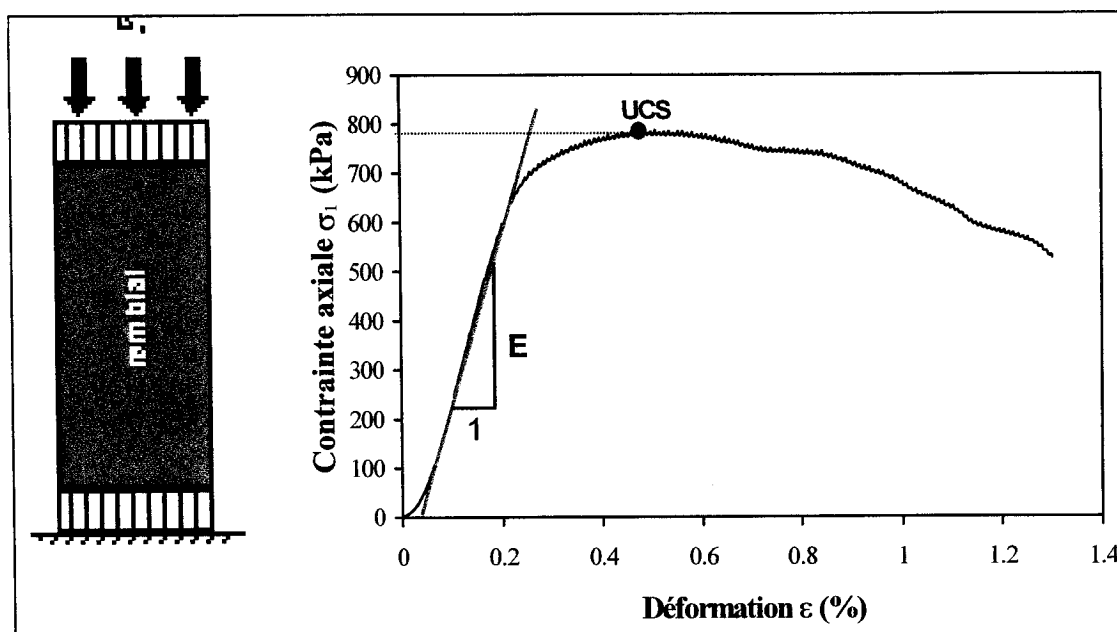


Figure 3. 13 : Schématisation de l'essai de compression uniaxiale (tiré de Belem et al., 2003)

La contrainte correspondant à la charge maximale à la rupture est appelée la résistance à la compression uniaxiale du matériau (UCS «*Uniaxial Compressive Strength*»). La figure 3.13 montre également une courbe type d'un essai de compression uniaxiale d'un remblai minier cimenté en pâte. Il est à noter que la résistance en compression uniaxiale (UCS) n'est pas une propriété intrinsèque du matériau, puisqu'elle est influencée par les caractéristiques géométriques des éprouvettes telles que le diamètre, la rectification des faces et l'élancement ainsi que par les conditions opératoires (vitesse de chargement). Lors des essais UCS réalisés dans le cadre de ce projet, les conditions opératoires ont été gardées les plus uniformes possible.

CHAPITRE 4

RÉSULTATS DES ESSAIS DE PERMÉABILITÉ

4.1 Généralités

Ce chapitre présente les résultats des essais de perméabilité faits sur les différents mélanges de remblai. L'ensemble des résultats expérimentaux est d'abord résumé et commenté à la section 4.2. L'évolution de la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) dans le temps, en fonction de la proportion et du type de liant, est par la suite présentée. Ce chapitre se poursuit avec une discussion sur les valeurs de k_{sat} obtenues et une comparaison entre ces valeurs et celles prédites par le modèle de Kozeny-Carman modifié (K-C_m) par Mbonimpa *et al.* (2002). Finalement, des recommandations sont apportées pour l'ajustement des modèles de prédiction de la conductivité hydraulique saturée des remblais miniers cimentés en pâte.

4.2 Résultats des essais de perméabilité

Le tableau 4.1 présente les résultats des essais de perméabilité à charge variable effectués dans le cadre de ce projet. Les valeurs de la conductivité hydraulique saturée des différents mélanges de remblais étudiés sont présentées en fonction du temps de cure.

Tableau 4. 1 : Résultats expérimentaux des essais de conductivité hydraulique saturée

<i>Conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) (cm/s)</i>			
<i>Temps de cure (jour)</i>	<i>essai #1</i>	<i>essai #2</i>	<i>k_{sat} moyen</i>
Mélange témoin			
1	$8,6 \times 10^{-5}$	$6,6 \times 10^{-5}$	$7,6 \times 10^{-5}$
3	$6,4 \times 10^{-5}$	$6,4 \times 10^{-5}$	$6,4 \times 10^{-5}$
28	$5,5 \times 10^{-5}$	$5,5 \times 10^{-5}$	$5,5 \times 10^{-5}$
4,5 % CPSG			
1	$4,8 \times 10^{-5}$	$4,5 \times 10^{-5}$	$4,7 \times 10^{-5}$
3	$4,3 \times 10^{-5}$	$3,1 \times 10^{-5}$	$3,7 \times 10^{-5}$
7	$9,0 \times 10^{-6}$	$9,0 \times 10^{-6}$	$9,0 \times 10^{-6}$
14	$2,5 \times 10^{-6}$	$2,5 \times 10^{-6}$	$2,5 \times 10^{-6}$
28	$7,5 \times 10^{-7}$	$1,7 \times 10^{-6}$	$1,2 \times 10^{-6}$
2 % CPSG			
1	$7,3 \times 10^{-5}$	$6,8 \times 10^{-5}$	$7,0 \times 10^{-5}$
3	$5,4 \times 10^{-5}$	$6,4 \times 10^{-5}$	$5,9 \times 10^{-5}$
7	$1,8 \times 10^{-5}$	$1,9 \times 10^{-5}$	$1,9 \times 10^{-5}$
14	$6,7 \times 10^{-6}$	$5,0 \times 10^{-6}$	$5,8 \times 10^{-6}$
28	$3,1 \times 10^{-6}$	-	$3,6 \times 10^{-6}$
1 % CPSG			
1	$6,5 \times 10^{-5}$	$5,9 \times 10^{-5}$	$6,2 \times 10^{-5}$
7	$1,7 \times 10^{-5}$	$1,7 \times 10^{-5}$	$1,7 \times 10^{-5}$
14	$1,1 \times 10^{-5}$	$7,6 \times 10^{-6}$	$9,3 \times 10^{-6}$
28	$2,6 \times 10^{-5}$	$2,5 \times 10^{-5}$	$2,6 \times 10^{-5}$
4,5 % CPFA			
1	$2,3 \times 10^{-5}$	$2,3 \times 10^{-5}$	$2,3 \times 10^{-5}$
7	$9,0 \times 10^{-6}$	$7,3 \times 10^{-6}$	$8,2 \times 10^{-6}$
14	$6,8 \times 10^{-6}$	$1,3 \times 10^{-5}$	$7,7 \times 10^{-6}$
28	$7,7 \times 10^{-6}$	-	$7,7 \times 10^{-6}$
1 % CPFA			
1	$2,3 \times 10^{-5}$	$5,0 \times 10^{-4}$	$2,6 \times 10^{-4}$
7	$4,4 \times 10^{-5}$	$4,3 \times 10^{-5}$	$4,3 \times 10^{-5}$
14	$5,5 \times 10^{-5}$	$2,7 \times 10^{-5}$	$4,1 \times 10^{-5}$
28	$6,2 \times 10^{-5}$	$5,7 \times 10^{-5}$	$5,9 \times 10^{-5}$

Ces résultats montrent, tel qu'attendu, que la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) du mélange témoin (rejets de concentrateur sans liant) est relativement constante dans le temps, avec une valeur qui varie entre $7,6 \times 10^{-5}$ et $5,5 \times 10^{-5}$ cm/s entre 1 et 28 jours de cure; cet écart, pour un même matériau, est typique dans ce genre d'essai. On remarque également que l'ajout de liant permet de réduire la conductivité hydraulique saturée des

mélanges de remblai. Les valeurs de k_{sat} obtenues dépendent de la proportion et du type de liant dans le mélange et sont présentées selon ces paramètres dans les sections suivantes.

Sur les figures illustrant l'évolution de k_{sat} , les symboles pleins correspondent aux résultats de l'essai # 1 tandis que les symboles vides correspondent aux résultats du duplicata de l'essai (essai # 2). La courbe illustrant l'évolution de la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}), pour un temps de cure donné, est tracée à partir de la valeur moyenne des résultats des deux essais. Une marge d'erreur de jusqu'à ½ ordre de grandeur, correspondant aux limites de ce type d'essai (Chapuis et Aubertin, 2003) est admise lors du traçage de la courbe.

4.2.1 Évolution de k_{sat} dans le temps en fonction de la proportion de liant

La figure 4.1 présente l'évolution de la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) en fonction du temps de cure et selon la proportion de liant pour le mélange constitué de ciment Portland type 10 et de laitier de hauts fourneaux (CPSG). La ligne quasi horizontale (en noir) représente la conductivité hydraulique saturée du mélange témoin (sans liant).

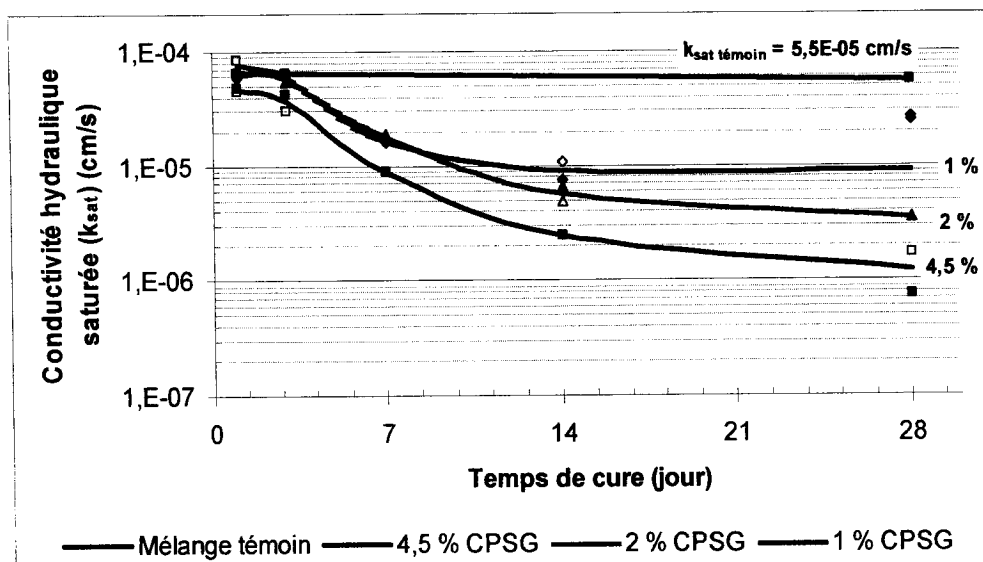


Figure 4. 1 : Évolution de k_{sat} dans le temps selon la proportion liant du mélange CPSG

On remarque, sur la figure 4.1, une diminution de k_{sat} dans tous les cas où une certaine quantité de liant est ajoutée au mélange de remblai. Avec une proportion liant de 4,5 %, k_{sat} diminue rapidement au cours des 14 premiers jours de cure et passe d'une valeur de $4,5 \times 10^{-5}$ cm/s à environ $2,5 \times 10^{-6}$ cm/s pour atteindre une valeur autour de $1,0 \times 10^{-6}$ cm/s après 28 jours de cure. Une diminution d'environ 1 ½ ordre de grandeur de k_{sat} , par rapport au mélange témoin, est ainsi obtenue en 28 jours de cure par l'ajout de 4,5 % CPSG au mélange.

L'ajout de 2 % CPSG permet également de réduire la conductivité hydraulique du matériel. La courbe illustrant l'évolution de k_{sat} pour le mélange fabriqué avec 2 % CPSG, montre une évolution similaire à celle du mélange fait avec 4,5 % CPSG, mais avec une amplitude inférieure; k_{sat} passant de $7,0 \times 10^{-5}$ cm/s à $3,0 \times 10^{-6}$ cm/s en 28 jours de cure.

Une proportion de 1 % CPSG ajoutée au mélange, permet également de diminuer k_{sat} durant les 14 premiers jours de cure. Après cette période, la valeur de k_{sat} semble se stabiliser dans le temps. En effet, k_{sat} diminue de $6,0 \times 10^{-5}$ cm/s à environ $1,0 \times 10^{-5}$

cm/s au cours des 14 premiers jours de cure et se stabilise à cette valeur. L'ajout de 1 % CPSG permet de réduire de plus de $\frac{1}{2}$ ordre de grandeur la conductivité hydraulique saturée des rejets de concentrateur sans liant (mélange témoin).

La figure 4.2 présente l'évolution dans le temps de la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) en fonction de la proportion de liant du mélange constitué de ciment Portland type 10 et de cendres volantes (CPFA).

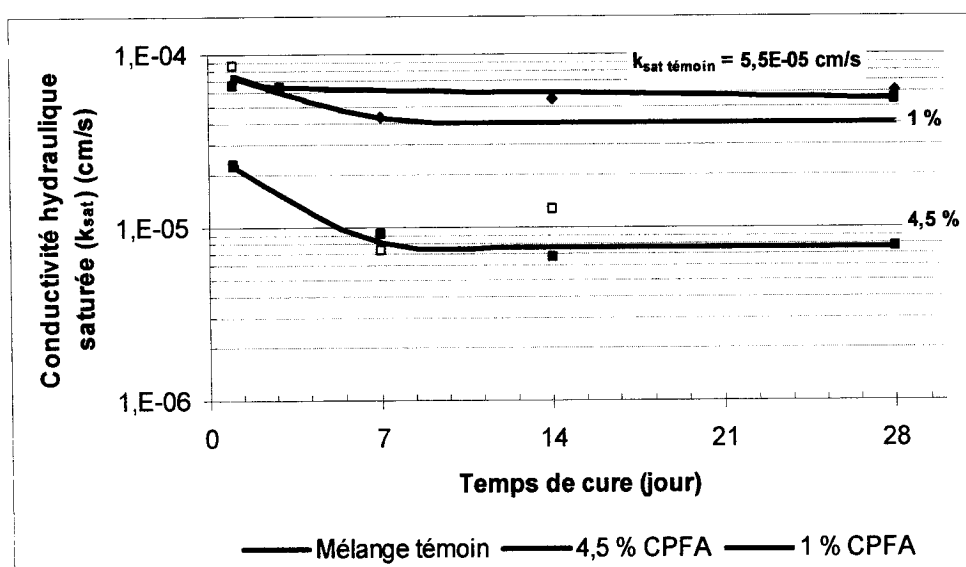


Figure 4. 2 : Évolution de k_{sat} dans le temps selon la proportion liant du mélange CPFA

On observe sur cette figure que l'ajout de liant CPFA entraîne également une diminution de la conductivité hydraulique saturée des rejets de concentrateur. Lorsque 4,5 % CPFA sont ajoutés au mélange de remblai, k_{sat} possède une valeur d'environ $2,3 \times 10^{-5}$ cm/s au premier jour de cure qui diminue jusqu'à $1,5 \times 10^{-5}$ cm/s après 7 jours de cure et qui semble se stabiliser par la suite à une valeur de $7,8 \times 10^{-6}$ cm/s. Ceci correspond à une diminution de k_{sat} de presque un ordre de grandeur, avec l'ajout de 4,5 % CPFA. L'ajout de 1 % CPFA permet également de diminuer la conductivité hydraulique du matériel mais de façon moins significative ($< \frac{1}{2}$ ordre de grandeur).

4.2.2 Évolution de k_{sat} dans le temps en fonction du type de liant

Les figures 4.3 et 4.4 présentent l'évolution dans le temps de la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) en fonction du type de liant et du temps de cure pour une proportion de 4,5 % liant.

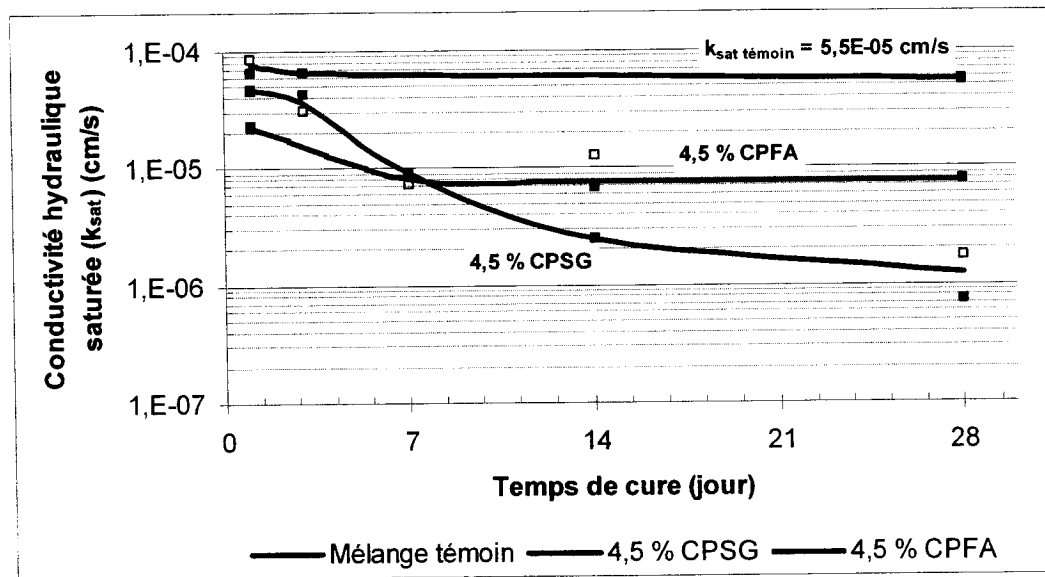


Figure 4. 3 : Évolution dans le temps de k_{sat} selon le type de liant avec une proportion de 4,5 %

La figure 4.3 indique que le type de liant influence l'évolution de la conductivité hydraulique saturée. Le liant de type CPSG permet de diminuer davantage la valeur de k_{sat} du matériel que le liant de type CPFA et ce, à partir de 7 jours de cure. Après 28 jours de cure, k_{sat} est environ un ordre de grandeur plus faible avec le liant CPSG qu'avec le liant CPFA. On remarque également sur cette figure que k_{sat} se stabilise après 7 jours de cure pour le liant CPFA alors qu'il continue de diminuer avec le liant CPSG après 28 jours de cure.

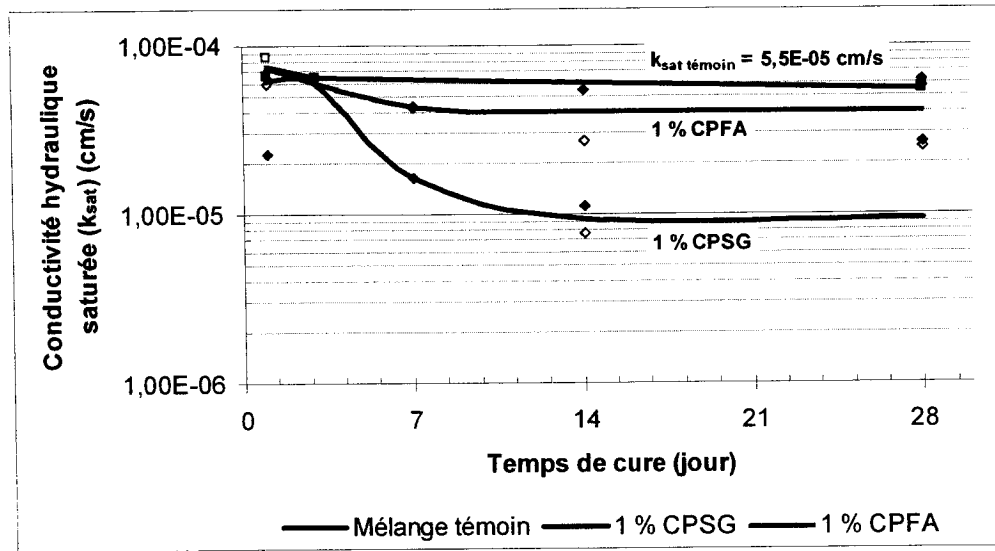


Figure 4. 4 : Évolution dans le temps de k_{sat} selon le type de liant avec une proportion de 1 %

La figure 4.4 montre que même avec une faible proportion de liant (1 %), le type de liant influence la conductivité hydraulique saturée du matériel. On note toutefois que le liant CPFA, à une proportion de 1 % liant, n'a pas une grande influence sur la conductivité hydraulique saturée (réduction $<$ à $\frac{1}{2}$ ordre de grandeur). Même si les mélanges présentent des courbes similaires, le liant de type CPSG confère au RMCP un k_{sat} plus faible que le liant de type CPFA.

4.3 Prédiction de la conductivité hydraulique saturée

Dans beaucoup de cas, il pourrait être utile d'avoir une estimation des propriétés hydrogéotechniques, telle que la conductivité hydraulique saturée, durant les premières phases d'un projet lorsque peu ou pas de résultats d'essais sont disponibles. Il existe plusieurs modèles pour prédire la conductivité hydraulique saturée d'un matériau poreux. La conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) d'un sol peut être prédite par des relations empiriques, des modèles capillaires, des modèles statistiques et des théories de rayon hydraulique (Chapuis et Aubertin, 2003). Le modèle de Kozeny-Carman

modifié (Aubertin *et al.*, 1996; Mbonimpa *et al.*, 2002) représente un modèle intéressant, basé sur les propriétés géotechniques de base des matériaux, pour estimer la conductivité hydraulique saturée des sols granulaires et des sols cohésifs/plastiques.

L'équation de Kozeny-Carman modifiée (K-C_m) inclut différents facteurs d'influence de k_{sat} (Aubertin *et al.*, 1996; Mbonimpa *et al.*, 2002):

$$k_{sat} = f_f f_v f_s \quad [4.1]$$

où :

$f_f [L^{-1}T^{-1}]$ est une fonction des propriétés du fluide;

$f_v [L^3L^{-3}]$ est une fonction de l'espace des vides (distribution de la grosseur des pores);

$f_s [L^2]$ est une fonction des caractéristiques de la surface des grains solides.

Ces trois fonctions sont définies de la façon suivante :

Fonction du fluide (f_f)

La valeur de k_{sat} est affectée par certaines propriétés du fluide circulant à l'intérieur des pores, dont son poids volumique ($\gamma [ML^{-2}T^{-2}]$) et sa viscosité dynamique ($\mu [ML^{-1}T^{-1}]$) (Kovács, 1981; Chin, 2000; Fetter, 2001) :

$$f_f = \frac{\gamma}{\mu} \quad [4.2]$$

Fonction de l'espace des vides (f_v)

Le deuxième terme f_v est exprimé ici en terme de l'indice des vides e , mais il peut aussi être donné en terme de porosité, en utilisant la relation suivante : $n = e/(1+e)$. La fonction de l'indice des vides f_e proposée par Aubertin *et al.* (1996) est une variante de l'expression initiale de l'équation de Kozeny-Carman :

$$f_v \equiv f_e = C_e \frac{e^{3+m}}{1+e} \quad [4.3]$$

où : C_e et m sont des paramètres du matériau (sans unité) introduits pour représenter l'influence de la tortuosité dans le milieu (Marshall *et al.*, 1996).

Fonction des caractéristiques de la surface des grains solides (f_s)

La fonction des caractéristiques de la surface des grains solides peut être exprimée comme suit (Chapuis et Montour, 1992; Chapuis et Aubertin, 2003) :

$$f_s = \frac{1}{\rho_s^2 S_m^2} \quad [4.4]$$

où : ρ_s [ML⁻³] est la masse volumique du grain solide et S_m [L²M⁻¹] est l'aire de la surface spécifique massique des grains solides.

Mbonimpa *et al.* (2002) ont proposé une équation pour prédire la conductivité hydraulique saturée, basée sur le modèle de K-C_m et à partir des propriétés géotechnique de base du matériau. Selon ces auteurs, la conductivité hydraulique saturée d'un matériau peut être définie à partir de l'équation suivante :

$$k_{sat} = c_0 \cdot \frac{\gamma_w}{\mu} \cdot D_{10}^2 \cdot C_U^{1/3} \cdot \frac{e^{3+m}}{1+e} \quad [4.5]$$

où :

c_0 est un paramètre relié au type de rejets utilisés dans le mélange, γ_w est le poids volumique de l'eau ($\gamma_w = 9,81 \text{ kN/m}^3$ à 20°C), μ est la viscosité dynamique de l'eau ($\mu = 10^{-3} \text{ Pa.s}$ à 20°C), D_{10} est le diamètre correspondant à 10 % passant la courbe granulométrique, C_U est le coefficient d'uniformité, e est l'indice des vides et m est un paramètre des rejets de concentrateur introduit pour représenter l'influence de la tortuosité dans le milieu.

Pour un sol naturel, les propriétés du fluide (f_f) et les caractéristiques de la surface des grains solides (f_s) sont généralement considérées constantes. À titre indicatif, si on utilise l'équation 4.5 pour prédire la valeur k_{sat} du mélange de remblai 4,5 % CPSG, après 28 jours de cure, et qu'on considère le RMCP comme un sol naturel (i.e où f_f et f_s sont constantes), la porosité doit diminuer d'une valeur de 0,45 à 0,28 pour atteindre les valeurs de k_{sat} mesurées. Or, les travaux de Ouellet (2005) réalisés à l'aide du microscope électronique à balayage et de l'analyse d'image montrent que la porosité d'un RMCP contenant 4,5% liant diminue à une valeur minimale de 0,37 après 92 jours de cure, ce qui représente un écart d'environ 0,11. À partir de ces observations, on peut faire l'hypothèse que l'évolution de la conductivité hydraulique saturée des RMCP est influencée par d'autres facteurs que la microstructure (voir section 4.4).

Pour offrir un outil de prédiction de k_{sat} à l'ingénieur, un modèle simple basé sur l'approche de Belem et al. (2001) est proposée ici; le modèle utilise l'ajustement des valeurs de k_{sat} mesurées dans cette étude. L'équation proposée, décrivant l'évolution de la conductivité hydraulique saturée des remblais miniers cimentés en pâte étudiés, en

fonction du temps de cure, de la chimie et de la proportion de liant ($k_{t,l}$) peut être définie de la manière suivante :

$$k_{t,l} = k_0 \cdot t^{-\alpha} \quad [4.6]$$

où k_0 est la conductivité hydraulique saturée mesurée des rejets de concentrateur sans liant ($7,6 \times 10^{-5}$ cm/s) immédiatement après le malaxage de la pâte, t est le temps de cure ($1 < t < 28$ jours) et α est un paramètre qui est fonction de la chimie et de la proportion de liant dans le mélange. Pour obtenir un lissage optimal des résultats de laboratoire (valable pour le rejet de concentrateur et l'eau de la mine Louvicourt et les liants CPSG et CPFA), le paramètre α est représenté par l'équation suivante :

$$\alpha = \beta \ln(\% \text{liant}) + \chi \quad [4.7]$$

où β et χ sont des paramètres de lissage qui varient selon le type de liant utilisé dans le mélange de RMCP .

En remplaçant α par l'équation 4.7, l'équation générale pour prédire k_{sat} d'un RMCP à différent temps de cure, à partir de la valeur initiale de k_{sat} mesurée, peut s'écrire :

$$k_{t,l} = k_0 \cdot t^{-[\beta \ln(\% \text{liant}) + \chi]} \quad [4.8]$$

avec $\beta = 0,3309$ et $\chi = 0,7072$ lorsque le liant ajouté au mélange est du CPSG et $\beta = 0,3422$ et $\chi = 0,4853$ lorsque le liant ajouté au mélange est du CPFA.

La figure suivante montre une comparaison entre les valeurs décrites avec l'équation 4.8 et les valeurs mesurées en laboratoire pour l'ensemble des mélanges étudiés.

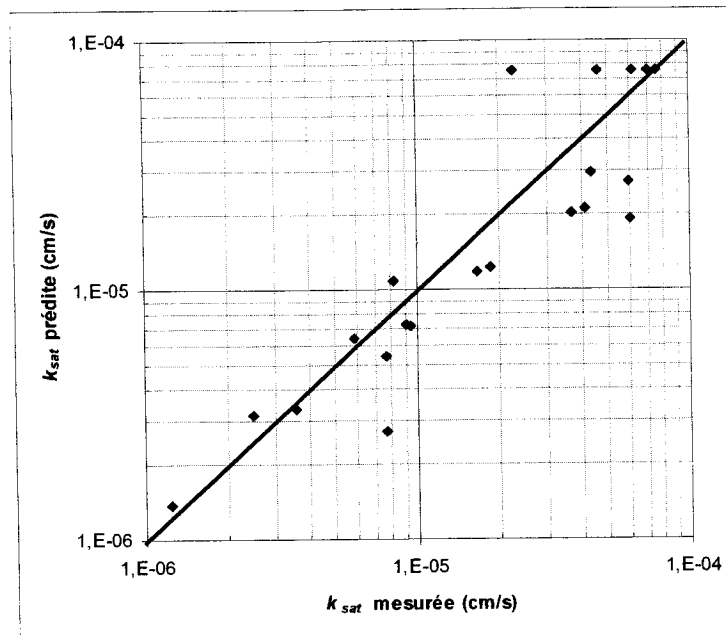


Figure 4. 5 : Comparaison entre les valeurs prédites et les valeurs mesurées en laboratoire

Cette figure montre qu'il existe une bonne corrélation entre les valeurs décrites et les valeurs mesurées (les valeurs se situent généralement à l'intérieur des limites de précision de l'essai de perméabilité, soit ½ ordre de grandeur).

4.4 Discussion sur les résultats et sur les modèles de prédiction de k_{sat}

Les résultats des essais de perméabilité montrent globalement que l'ajout de liant permet de réduire la conductivité hydraulique saturée des rejets de concentrateur. L'augmentation de la proportion de liant dans les mélanges conduit à de plus importantes réductions de k_{sat} .

La chimie des liants a également un effet sur la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) des RMCP. Pour le rejet étudié, le liant formé de CPSG permet de réduire davantage k_{sat} que le liant CPFA. L'écart entre k_{sat} des mélanges fabriqués avec du CPSG et avec du CPFA est d'environ un ordre de grandeur.

Selon certaines études (Belem *et al.*, 2001; Mohamed *et al.*, 2002, 2003), l'évolution de la conductivité hydraulique saturée des RMCP serait reliée à l'évolution de la microstructure durant le curage du matériel. Selon ces études, l'hydratation des liants entraînerait une réduction de la taille des pores et ce raffinement de la porosité impliquerait une diminution de la conductivité hydraulique saturée du matériel. D'autres études montrent également qu'il y a une évolution de la microstructure dans les remblais cimentés en pâte, avec le temps de cure. Ces études indiquent que la variation de la porosité totale (n) des RMCP avec le curage est faible et qu'elle diffère selon le type de liant. Le liant de type CPSG montre une plus grande diminution de n que le liant de type CPFA (Benzaazoua *et al.*, 2000; Ramlochan *et al.*, 2004; Ouellet, 2005). Selon Ouellet (2005), la porosité des mélanges composés avec du CPSG (4,5 % liant) varie au maximum entre 0,45 et 0,37 entre 14 et 92 jours de cure tandis que celle des mélanges faits avec du CPFA diminue entre 0,45 à 0,40 entre 14 et 92 jours de cure. Ces études montrent également que l'hydratation des liants entraîne un raffinement de la porosité et que ce raffinement est plus important dans le cas des mélanges fabriqués avec du CPSG que pour les mélanges faits avec du CPFA (Ouellet *et al.*, 2004).

Les travaux de Ramlochan *et al.* (2004) et Ouellet (2005) révèlent ainsi que les hydrates formés dans les RMCP sont observables à l'intérieur des interstices, mais qu'il n'y a pas d'indication que ces hydrates forment une matrice cimentaire liant les particules du rejet les unes aux autres. Selon ces observations, la plupart des pores dans les RMCP demeureraient vides après l'hydratation des liants et fortement connectés (voir figure 4.7). Ceci serait attribué au rapport très élevé eau/ciment dans ce type de matériau.

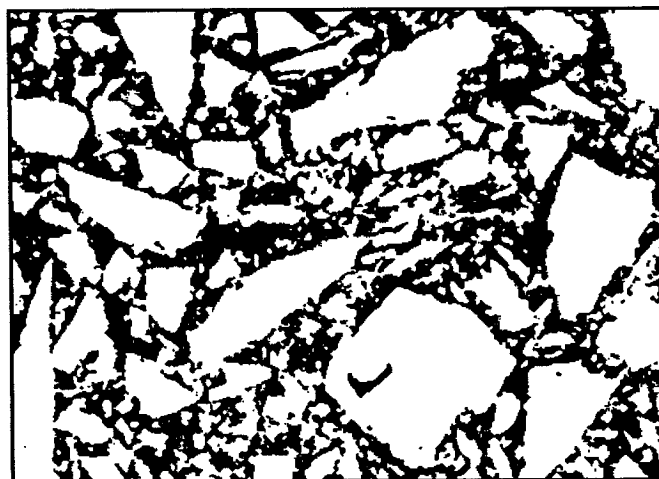


Figure 4. 6 : Matrice d'un RMCP vu au MEB (tirée et Ouellet 2005)

On a vu à la section précédente (section 4.3) que le raffinement de la porosité causé par l'hydratation des liants ne peut qu'expliquer en partie, la réduction de k_{sat} dans les mélanges de RMCP. Selon Mitchell et Smith (1979) l'addition d'une faible quantité de ciment Portland n'affecte pas de façon significative la porosité initiale du remblai, mais diminue la conductivité hydraulique saturée du matériel, reliée à la formation de gels dans les pores avec le temps de cure. Des travaux réalisés par Benzaazoua *et al.* (2004c) appuient en partie cette hypothèse. Cette étude montre que le rapport élevé eau/ciment ($e/c > 7$) dans les mélanges de remblai cimenté en pâte conduit, contrairement à ce qui est observé dans les bétons, à deux phases d'hydratation. Durant la première phase d'hydratation, les principales réactions sont caractérisées par la dissolution des liants ($> 20\%$); le liant passant d'une forme anhydre à une phase liquide. Durant la deuxième phase d'hydratation, deux phénomènes se produisent : le premier étant l'hydratation directe du liant résiduel et le second étant caractérisé par la précipitation de phases secondaires issues de la solution super-saturée (figure 4.8).

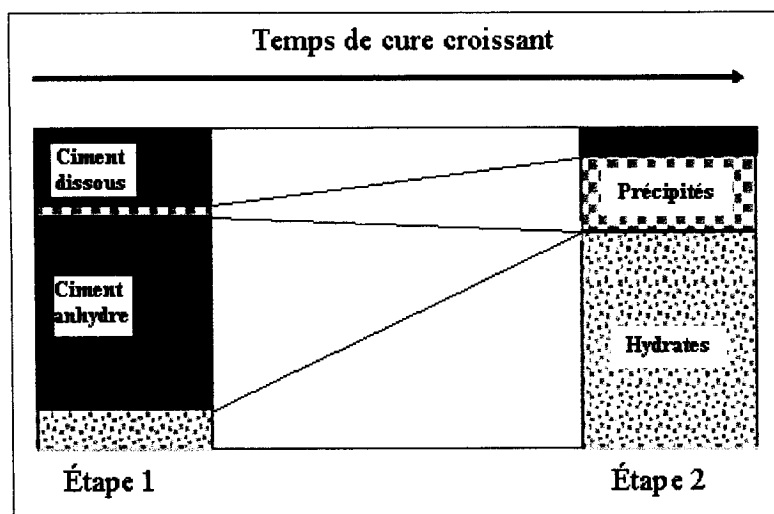


Figure 4. 7 : Représentation des phases d'hydratation dans les RMCP (tiré de Benzaazoua *et al.* 2004)

Selon cette étude, la précipitation de phases hydratées secondaires peu mobiles, comme par exemple de gels, limiteraient le mouvement de l'eau (et par conséquent affecterait la valeur de k_{sat} des RMCP).

Au niveau de la fonction des caractéristiques de la surface des grains solides, on rappelle que deux paramètres physiques du matériau interviennent dans cette fonction : la masse volumique (ρ_s) et l'aire de la surface spécifique massique (S_m) des grains solides. Des travaux réalisés par Benzaazoua *et al.* (2000) montrent que l'ajout de liant confère aux rejets de concentrateur des surfaces spécifiques plus importantes et des densités relatives (qui peut être reliée directement à la masse volumique (ρ_s)) plus faibles. L'évolution de ces paramètres durant le curage des RMCP n'est toutefois pas quantifiée avec précision.

Un autre phénomène qui pourrait affecter l'écoulement de l'eau dans un milieu poreux relié aux caractéristiques de la surface des grains solides est la réactivité des surfaces. On peut aussi supposer que l'ajout de liant modifie la réactivité des surfaces. La revue de littérature de Pedroni (2005) montre qu'il existe différents mécanismes d'interaction

entre les particules solides et l'eau et entre les particules solides entre elles selon la chimie du milieu. Ces interactions affectent éventuellement les propriétés hydriques des matériaux.

Des outils simples de prédiction de k_{sat} ont été définis à partir de l'ajustement des mesures de k_{sat} réalisées à différents temps de cure, pour les rejets de concentrateur et l'eau de procédé de la mine Louvicourt, et pour deux types de liant en différentes proportions (voir équations 4.7 et 4.9). Cependant, l'ensemble des résultats obtenus sur les mélanges de RMCP indique que pour obtenir une prédiction réaliste de k_{sat} basée uniquement sur la physique de l'écoulement de l'eau dans le matériau, les modèles de prédiction devront être ajustés. Pour être capable d'ajuster par exemple le modèle de Kozeny-Carman modifié (Aubertin *et al.*, 1996; Mbonimpa *et al.*, 2002) des études devront être réalisées sur l'évolution du fluide et sur l'évolution des caractéristiques de la surface des grains solides des RMCP.

CHAPITRE 5

RÉSULTATS DES ESSAIS DE SUCCION MODIFIÉS

5.1 Généralités

Ce chapitre présente les résultats des essais de rétention d'eau modifiés, effectués sur les différents mélanges de remblai. L'évolution des courbes de rétention d'eau (*CRE*) est d'abord présentée, suivie de l'évolution de trois paramètres de la *CRE* soient : la pression d'entrée d'air modifiée, ψ_{a-m} , la teneur en eau volumique correspondant à la pression limite de la cellule (1 380 kPa), $\theta_{\psi lim}$, et l'aire sous la courbe, a_{sc} , en fonction de la proportion et du type de liant respectivement. Ce chapitre se poursuit avec une présentation des principaux modèles de description et de prédiction de la courbe de rétention d'eau. L'application de ces modèles au RMCP est également commentée. Finalement, une discussion sur les résultats complète ce chapitre.

5.2 Résultats des essais de rétention d'eau modifiés

5.2.1 Courbes de rétention d'eau des RMCP

Cette section présente l'évolution des courbes de rétention d'eau (*CRE*) des différents mélanges de remblai avec le temps de cure. La figure 5.1 illustre, de façon schématique, les différents paramètres de la *CRE* évalués dans le cadre de cette étude.

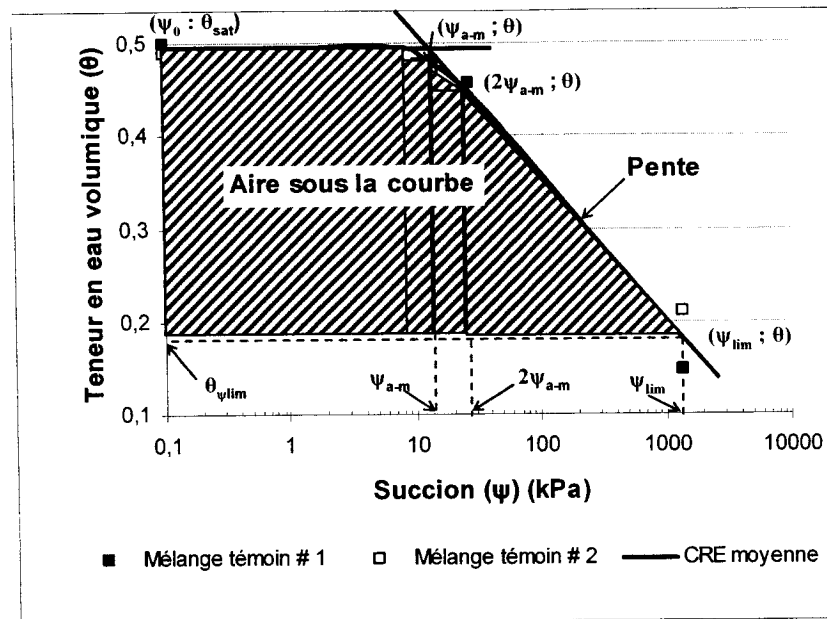


Figure 5. 1 : Représentation schématique des paramètres de la CRE

Sur cette figure, les carrés pleins correspondent aux résultats de l'essai # 1 tandis que les carrés vides correspondent aux résultats du duplicata de l'essai (essai # 2). Chaque *CRE*, obtenue à un temps de cure donné, est tracée à partir de la valeur moyenne des résultats des deux essais.

L'aire sous la courbe (A_{sc}) a été déterminée à partir de l'approche de Stormont et Morris (1998) qui utilise ce paramètre pour mesurer la capacité d'emmagasiner des couvertures avec effet barrière capillaire en climat aride. Selon cette approche, l'aire sous la courbe représente la quantité d'eau libre par unité de surface, disponible pour le drainage, entre deux niveaux de pression. Plus A_{sc} est élevé, plus la quantité d'eau s'étant drainée durant l'essai est importante. Dans cette étude l'aire sous la courbe des *CRE* représente une estimation du poids d'eau libre par unité de surface, disponible pour le drainage, entre $\psi = 0$ et $\psi = 1\,380$ kPa. A_{sc} est évaluée en kPa (kN/m^2 : Force/unité de surface); lorsque la pression de l'eau est exprimée en colonne d'eau, comme c'est le cas pour l'approche de Stormont et Morris (1998), A_{sc} représente une

estimation du volume d'eau libre par unité de surface, disponible pour le drainage ($m = m^3/m^2$).

Pour chaque figure, un tableau résume les principaux paramètres de la courbe de rétention d'eau, à savoir, sa teneur en eau saturée, θ_{sat} , sa pression d'entrée d'air modifiée ψ_{a-m} , sa teneur en eau volumique correspondant à la pression limite de la cellule, $\theta_{\psi_{lim}}$, une estimation de sa pente et une estimation de l'aire sous la courbe, A_{sc} . La méthode de détermination de ces différents paramètres de la *CRE* a été présentée de manière détaillée au chapitre 3.

CRE du mélange témoin

Des essais de rétention d'eau modifiés ont été réalisés, dans un premier temps, sur le mélange témoin, pour caractériser les propriétés de rétention d'eau des rejets de concentrateur sans liant. La figure 5.2 présente la *CRE* obtenue de ces essais tandis que le tableau 5.1 résume les principaux paramètres de la courbe.

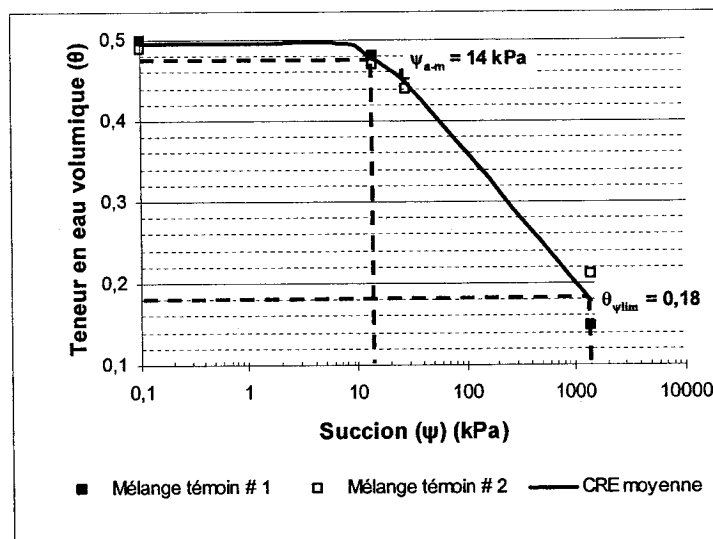


Figure 5. 2 : *CRE* du mélange témoin

La courbe de rétention d'eau du mélange témoin est caractérisée par une teneur en eau volumique saturée, θ_{sat} moyenne, de 0,50, une pression d'entrée d'air modifiée, ψ_{a-m} d'environ 14 kPa, une pente moyenne de $-1,99 \times 10^{-4} \text{ kPa}^{-1}$, une teneur en eau volumique correspondant à la pression limite de la cellule, $\theta_{\psi lim}$ de 0,18 et une aire sous la courbe, A_{sc} , de 190 kPa. La CRE du mélange témoin, c'est-à-dire sans liant, est considérée constante dans le temps.

Tableau 5. 1 : Paramètres de la CRE du mélange témoin

<i>Essai</i>	θ_{sat}	$\psi_{a-m} \text{ (kPa)}$	$\theta_{\psi lim}$	<i>Pente de la CRE</i> <i>(1/kPa)</i>	A_{sc} <i>(kPa)</i>
Essai #1	0,49	14	0,21	$-1,70 \times 10^{-4}$	190
Essai # 2	0,50	14	0,15	$-2,27 \times 10^{-4}$	

Évolution de la CRE pour le mélange de remblai 4,5 % CPSG

La figure 5.3 illustre l'évolution des courbes de rétention d'eau pour le mélange de remblai préparé avec 4,5 % liant, représenté par du ciment Portland type 10 (CP) et du laitier de hauts fourneaux (SG), dans un rapport de 20:80 respectivement (4,5 % CPSG).

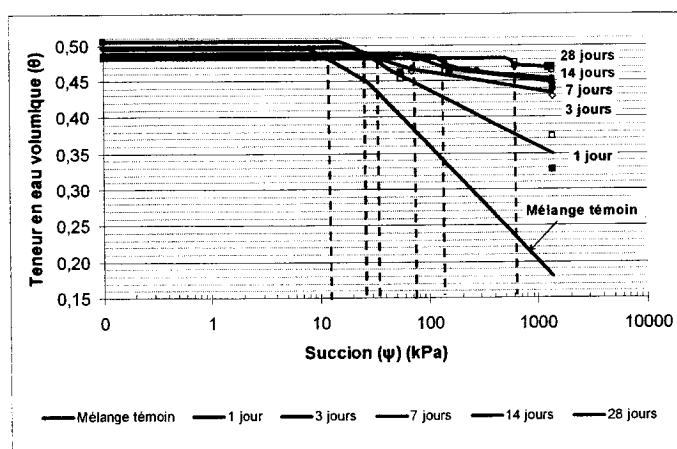


Figure 5. 3 : Évolution de la CRE pour le mélange 4,5 % CPSG

On remarque que l'ajout de liant confère, dès les premiers jours de curage, de meilleures propriétés de rétention d'eau au matériel. En effet, la pression d'entrée d'air modifiée (ψ_{a-m}) du mélange 4,5 % CPSG est deux fois plus élevée (28 kPa) que celle du mélange témoin (14 kPa), après seulement 1 jour de cure.

La figure 5.3 montre également que ψ_{a-m} augmente avec le temps de cure. Entre 1 et 3 jours de cure, ψ_{a-m} passe d'une valeur de 28 kPa à une valeur de 35 kPa. Cette valeur augmente par la suite à 75 kPa après 7 jours de cure, 140 kPa après 14 jours de cure pour atteindre une valeur autour de 620 kPa après 28 jours de cure. On remarque également, sur cette figure, un adoucissement de la pente des CRE avec le temps de cure (de $-8,09 \times 10^{-5}$ à $-1,63 \times 10^{-5} \text{ kPa}^{-1}$). Cet adoucissement de la pente est représenté par des valeurs de $\theta_{\psi lim}$ de plus en plus élevées, qui passent de 0,35 après 1 jour de curage à 0,47 après 28 jours de cure. Ce comportement entraîne une diminution de l'aire sous la courbe, qui varie entre 79 kPa après 1 jour de cure et 11 kPa après 28 jours de cure. Le tableau 5.2 résume les principaux paramètres des courbes de rétention d'eau illustrées à la figure 5.3.

Tableau 5. 2 : Paramètres des CRE pour le mélange 4,5 % CPSG

<i>Temps de cure</i>	θ_{sat}	$\psi_{a-m} \text{ (kPa)}$	$\theta_{\psi lim}$	<i>Pente de la CRE</i> <i>(1/kPa)</i>	A_{sc} <i>(kPa)</i>
1 jour	0,51	28	0,35	$-8,09 \times 10^{-5}$	79
3 jours	0,50	35	0,44	$-2,47 \times 10^{-5}$	25
7 jours	0,49	75	0,45	$-1,49 \times 10^{-5}$	16
14 jours	0,49	140	0,45	$-1,01 \times 10^{-5}$	13
28 jours	0,48	620	0,47	$-1,63 \times 10^{-5}$	11

Évolution de la CRE pour le mélange de remblai 2 % CPSG

La figure 5.4 présente l'évolution des courbes de rétention d'eau pour le mélange de remblai constitué de 2 % CPSG.

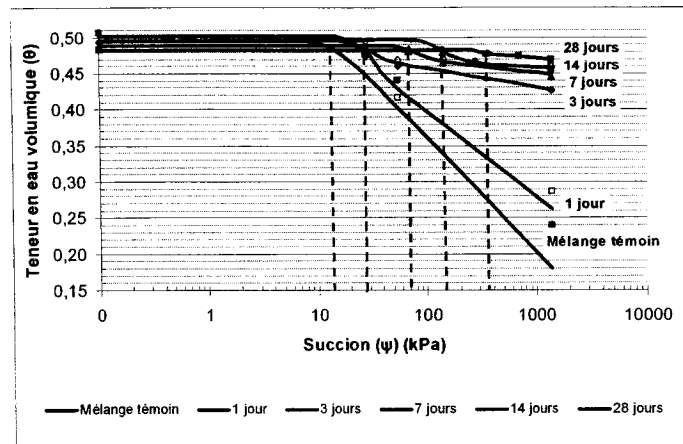


Figure 5. 4 : Évolution de la CRE pour le mélange 2 % CPSG

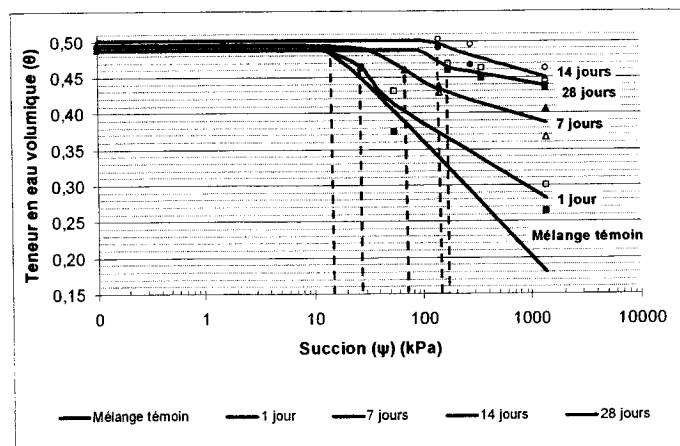
Pour le mélange 2 % CPSG, les courbes de rétention d'eau présentent la même tendance que celles du mélange 4,5 % CPSG; c'est-à-dire qu'elles évoluent avec le temps de cure. La pression d'entrée d'air modifiée passe d'une valeur de 28 kPa après 1 jour de cure à une valeur de 345 kPa après 28 jours de cure. La pente de la courbe s'adoucit avec des valeurs de $-1,25 \times 10^{-4}$ à $-6,60 \times 10^{-6} \text{ kPa}^{-1}$ entre 1 et 28 jours de cure. Après 1 jour de cure, la pente du mélange 2 % CPSG est légèrement plus abrupte que celle du mélange 4,5 % CPSG. Toutefois, après 28 jours de cure on observe l'inverse, c'est-à-dire que la pente de la CRE pour le mélange avec 2 % liant est légèrement plus faible que celle du mélange avec 4,5 % liant. Pour ce qui est des teneurs en eau volumique correspondant à la pression limite de la cellule, $\theta_{\psi \text{lim}}$, elles passent de 0,27 à 0,47 entre 1 et 28 jours de cure. L'aire sous la courbe varie entre 122 kPa et 8 kPa entre 1 et 28 jours de cure. Le tableau 5.3 résume les paramètres des courbes de rétention d'eau illustrées à la figure 5.4.

Tableau 5. 3: Paramètres des CRE pour le mélange 2 % CPSG

<i>Temps de cure</i>	θ_{sat}	ψ_{a-m} (kPa)	$\theta_{\psi lim}$	<i>Pente de la CRE</i> (1/kPa)	A_{sc} (kPa)
1 jour	0,51	28	0,27	$-1,25 \times 10^{-4}$	122
3 jours	0,50	28	0,43	$-2,88 \times 10^{-5}$	27
7 jours	0,49	70	0,46	$-1,21 \times 10^{-5}$	16
14 jours	0,50	140	0,46	$-6,70 \times 10^{-6}$	11
28 jours	0,48	345	0,47	$-6,60 \times 10^{-6}$	8

Évolution de la CRE pour le mélange de remblai 1 % CPSG

Les résultats des premières séries d'essais de rétention d'eau modifiés indiquent que le mélange fabriqué avec 2 % liant (2 % CPSG) présente une évolution des propriétés de rétention d'eau comparable à celle du mélange fait avec 4,5 % liant (4,5 % CPSG). À partir de ces résultats, une série d'essai a été menée sur un mélange fait avec seulement 1 % liant (1 % CPSG), pour savoir si dans une perspective économique, l'ajout d'une faible proportion de liant pouvait conférer au remblai des propriétés hydriques comparables. L'évolution des courbes de rétention d'eau du mélange 1 % CPSG est illustrée à la figure 5.5.

**Figure 5. 5 : Évolution de la CRE pour le mélange 1 % CPSG**

Si on compare l'évolution des courbes de rétention d'eau du mélange fait avec 1 % liant (1 % CPSG) avec celles du mélange comprenant 2 % liant (2 % CPSG), on remarque qu'elles évoluent de façon similaire. Les pressions d'entrée d'air modifiée (ψ_{a-m}), pour les 14 premiers jours de cure sont les mêmes pour les deux proportions de liant; elles varient entre 28 kPa et 140 kPa. Cependant, après 28 jours de cure, ψ_{a-m} atteint une valeur de 175 kPa pour le mélange fait avec 1 % liant (par rapport à 345 kPa pour 2 % liant). La pente des *CRE*, tout comme pour les autres mélanges, s'adoucit avec le temps de cure et passe d'une valeur de $-9,05 \times 10^{-5}$ à $-1,60 \times 10^{-5} \text{ kPa}^{-1}$ en 28 jours de cure. Les $\theta_{\psi lim}$ augmentent de 0,28 à 0,44. L'aire sous la courbe, comme pour les autres mélanges, diminue et passe d'une valeur de 97 kPa à 20 kPa entre 1 et 28 jours de cure. Sur la figure 5.5 on remarque que la *CRE* après 14 jours de cure est légèrement au dessus de la *CRE* après 28 jours de cure. Il est à noter que la teneur en eau volumique saturée après 14 jours de cure est légèrement plus élevée (0,50 vs 0,49) que celle après 28 jours. Ceci peut être relié à la préparation des échantillons. Si on attribuait la même valeur de teneur en eau volumique saturée au deux *CRE*, celles-ci présenteraient une tendance similaire. Le tableau 5.4 résume les paramètres des courbes de rétention d'eau illustrées à la figure 5.5.

Tableau 5. 4: Paramètres des CRE pour le mélange 1 % CPSG

<i>Temps de cure</i>	θ_{sat}	$\psi_{a-m} \text{ (kPa)}$	$\theta_{\psi lim}$	<i>Pente de la CRE</i> <i>(1/kPa)</i>	<i>Asc</i> <i>(kPa)</i>
1 jour	0,49	28	0,28	$-9,05 \times 10^{-5}$	97
7 jours	0,49	70	0,39	$-3,73 \times 10^{-5}$	40
14 jours	0,50	140	0,45	$-2,74 \times 10^{-5}$	29
28 jours	0,49	175	0,44	$-1,60 \times 10^{-5}$	20

Évolution de la CRE pour le mélange de remblai 4,5 % CPFA

Afin de représenter l'effet du type de liant sur les propriétés de rétention d'eau des remblais en pâte, une série d'essais a été réalisée sur des mélanges fabriqués avec du liant de type ciment Portland type 10 (CP) et de cendres volantes (FA), dans un rapport

de 70:30 respectivement. La figure 5.6 illustre l'évolution des courbes de rétention d'eau pour le mélange de remblai constitué du liant CPFA (4,5 % CPFA).

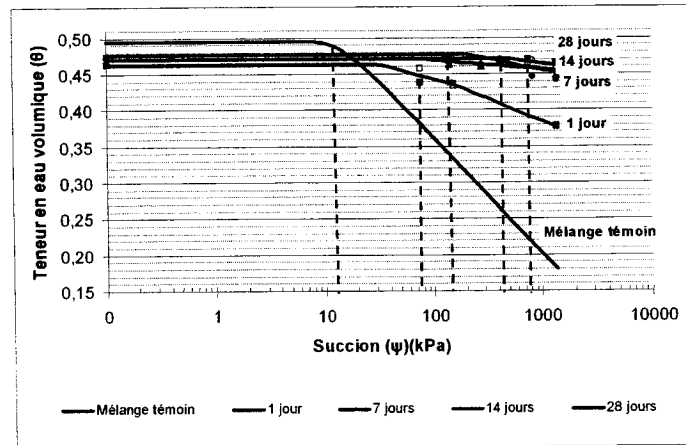


Figure 5. 6 : Évolution de la CRE pour le mélange 4,5 % CPFA

Le mélange de liant composé de ciment Portland et de cendres volantes (CPFA) confère, à court terme, de meilleures propriétés de rétention d'eau que le mélange fait de ciment Portland et de laitier de hauts fourneaux. Si on compare les résultats illustrés à la figure 5.6 (4,5 % CPFA) avec ceux illustrés à la figure 5.3 (4,5 % CPSG), on remarque que les pressions d'entrée d'air modifiées sont plus élevées pour le mélange fabriqué avec CPFA et ce, dès le premier jour de curage. La ψ_{a-m} passe de 75 kPa à 760 kPa en 28 jours de cure comparativement à 28 kPa et 620 kPa pour les mêmes temps de cure, pour le mélange CPSG.

La pente des *CRE* évolue de $-4,76 \times 10^{-5} \text{ kPa}^{-1}$ à une valeur pratiquement nulle après 28 jours de cure. Cette valeur nulle n'est pas reliée à l'absence de drainage entre des pressions de $2\psi_{a-m}$ et de ψ_{lim} mais plutôt à la manière d'évaluer la pente des *CRE*. En effet, dans ce cas-ci la valeur de $2\psi_{a-m}$ ($2 \times 760 \text{ kPa}$) dépasse la capacité maximale de la cellule de pression (ψ_{lim}) qui est de 1 382 kPa. Pour l'obtention de cette courbe, la pression a été fixée, dans un premier temps, à une valeur de 1 380 kPa (correspondant à une pression de $2\psi_{a-m}$ tout en respectant la capacité de la cellule de pression) pendant

une période de 16 heures et, la cellule a été pesée. Une perte d'eau a été mesurée à l'intérieur de cette période. Par contre, pour l'obtention du 4^e point de la courbe, c'est-à-dire de $\theta_{\psi lim}$, la pression de 1380 kPa a été maintenue pour une période supplémentaire de 4 heures (comme pour les autres essais); aucun drainage n'a toutefois été noté durant les 4 dernières heures de l'essai. La valeur de $\theta_{\psi lim}$ passe rapidement de 0,38 à 0,46 (entre 1 et 7 jours de cure) et se maintient ainsi jusqu'après 28 jours de cure. L'aire sous la courbe passe d'une valeur de 47 kPa jusqu'à une valeur de 8 kPa entre 1 et 28 jours de cure. Le tableau 5.5 résume les paramètres des courbes de rétention d'eau illustrées à la figure 5.6.

Tableau 5. 5: Paramètres des CRE pour le mélange 4,5 % CPFA

<i>Temps de cure</i>	θ_{sat}	ψ_{a-m} (kPa)	$\theta_{\psi lim}$	<i>Pente de la CRE</i> (1/kPa)	A_{sc} (kPa)
1 jour	0,46	75	0,38	$-4,76 \times 10^{-5}$	47
7 jours	0,47	140	0,46	$-7,70 \times 10^{-6}$	8
14 jours	0,48	415	0,46	$-6,63 \times 10^{-6}$	13
28 jours	0,46	760	0,46	≈ 0	8

Évolution de la CRE pour le mélange de remblai 1 % CPFA

L'évolution des courbes de rétention d'eau pour le mélange formé de 1 % ciment Portland et cendres volantes (1% CPFA) est représentée à la figure 5.7.

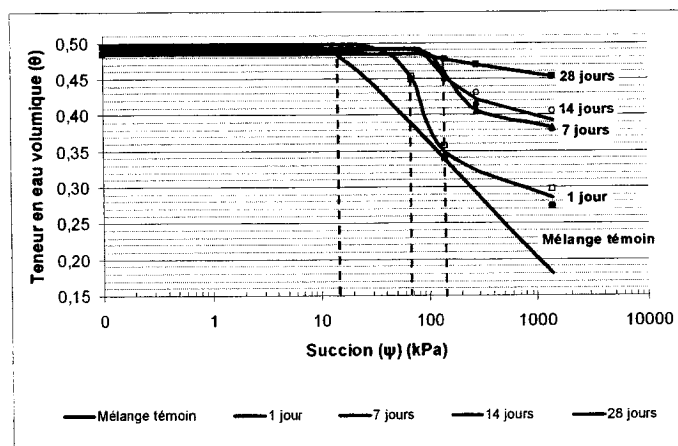


Figure 5. 7 : Évolution de la CRE pour le mélange 1 % CPFA

L'évolution de la pression d'entrée d'air modifiée du mélange 1 % CPFA est relativement faible par rapport aux autres mélanges de remblai. Elle augmente de 70 kPa à 140 kPa dans les 7 premiers jours de cure et demeure stable par la suite (jusqu'après 28 jours de cure). La pente des *CRE* évolue d'environ $\frac{1}{2}$ ordre de grandeur et passe d'une valeur de $-5,03 \times 10^{-5}$ à $-1,62 \times 10^{-5} \text{ kPa}^{-1}$. La teneur en eau volumique associée à la pression limite de la cellule augmente de façon significative (de 0,29 à 0,45) pour atteindre une valeur du même ordre de grandeur que celle des autres mélanges de remblai soit autour de 0,45. L'aire sous la courbe des *CRE* diminue de 60 kPa à 16 kPa entre 1 et 28 jours de cure (voir tableau 5.6).

Tableau 5. 6: Paramètres des CRE pour le mélange 1 % CPFA

<i>Temps de cure</i>	θ_{sat}	ψ_{a-m} (kPa)	$\theta_{\psi lim}$	<i>Pente de la CRE</i> (1/kPa)	A_{sc} (kPa)
1 jour	0,50	70	0,29	$-5,03 \times 10^{-5}$	60
7 jours	0,49	140	0,38	$-1,70 \times 10^{-5}$	33
14 jours	0,50	140	0,40	$-2,67 \times 10^{-5}$	34
28 jours	0,48	140	0,45	$-1,62 \times 10^{-5}$	16

5.2.2 Évolution de la pression d'entrée d'air modifiée

Pour un sol d'origine naturelle, la valeur de la pression nécessaire pour amorcer le drainage (pression d'entrée d'air - ψ_a) est considérée comme une constante. On rappelle que ψ_a correspond à la pression requise pour drainer les pores les plus grossiers du matériel. Les résultats des essais de rétention d'eau modifiés ont montré que la pression d'entrée d'air (ψ_{a-m}) des remblais miniers cimentés en pâte évolue avec le temps de cure. En effet, les phénomènes de cimentation entraînent un changement des propriétés de rétention d'eau du matériel avec l'hydratation des liants.

Le tableau 5.7 résume les valeurs de ψ_{a-m} obtenues pour les différents mélanges de remblai. L'évolution de ψ_{a-m} en fonction de la proportion et du type de liant est également présentée, sous forme de graphique, dans cette section.

Tableau 5. 7: Résumé des valeurs de ψ_{a-m}

<i>Mélange</i>	<i>Pression d'entrée d'air modifiée (kPa)</i>				
	<i>Temps de cure (jour)</i>				
	1	3	7	14	28
<i>Témoin</i>	14	14	14	14	14
<i>4,5 % CPSG</i>	28	35	75	140	620
<i>2 % CPSG</i>	28	28	70	140	345
<i>1 % CPSG</i>	28	-	70	140	175
<i>4,5 % CPFA</i>	75	-	140	415	760
<i>1 % CPFA</i>	70	-	140	140	140

Évolution de ψ_{a-m} en fonction de la proportion de liant

Les figures 5.8 et 5.9 illustrent l'évolution de la pression d'entrée d'air modifiée (ψ_{a-m}) des différents mélanges de remblai étudiés, en fonction de la proportion de liant. La figure 5.8 représente l'évolution de ψ_{a-m} pour le mélange fabriqué avec du liant de type ciment Portland et laitier de hauts fourneaux (CPSG) tandis que la figure 5.9 représente l'évolution de ψ_{a-m} pour le mélange fabriqué avec du liant de type ciment Portland et cendres volantes (CPFA).

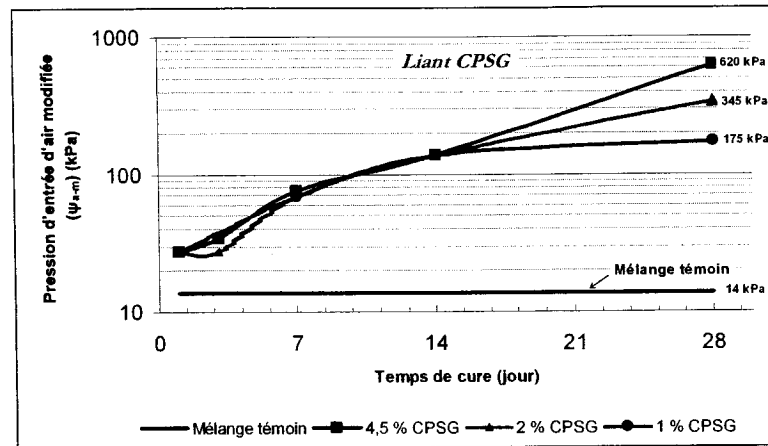


Figure 5. 8 : Évolution de ψ_{a-m} du mélange fait avec CPSG en fonction du temps de cure

Ces résultats montrent l'effet de la proportion de liant sur la pression d'entrée d'air modifiée (ψ_{a-m}), des remblais en pâte cimentés. Pour le mélange constitué avec du CPSG, ψ_{a-m} augmente de façon similaire pendant les 14 premiers jours de cure, indépendamment de la proportion de liant. Après 14 jours de cure, l'écart entre les courbes s'accroît pour atteindre une valeur d'environ 445 kPa entre 4,5 % et 1 % liant. Donc plus la proportion liant est importante, plus la pression pour amorcer le drainage du matériel devra être importante après 28 jours de cure. Les résultats montrent également que ψ_{a-m} continue d'évoluer jusqu'à 28 jours de cure, pour des proportions de 4,5 % et 2 %, alors que pour une proportion de 1 % liant ψ_{a-m} semble se stabiliser.

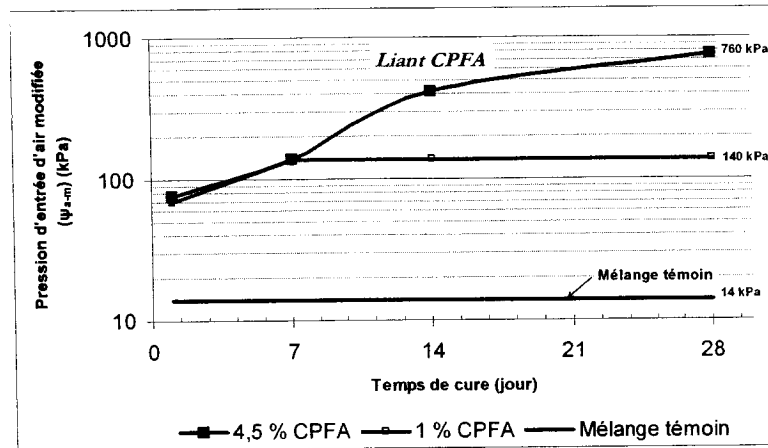


Figure 5. 9 : Évolution de ψ_{a-m} du mélange fait avec CPFA en fonction du temps de cure

Pour le mélange de remblai fabriqué avec le liant de type CPFA, ψ_{a-m} augmente de façon similaire pendant les 7 premiers jours de cure indépendamment de la proportion de liant. Après 7 jours de cure, pour le mélange 4,5 % CPFA, ψ_{a-m} continue d'évoluer jusqu'à 28 jours de cure où une valeur de 760 kPa est atteinte. Dans le cas du mélange avec une proportion de 1 % CPFA et à partir de 7 jours de cure, ψ_{a-m} se stabilise autour d'une valeur de 140 kPa. Il est important de noter que même si la valeur de ψ_{a-m} de ce mélange se stabilise après 7 jours de cure, les propriétés de rétention d'eau du remblai continuent d'évoluer. Cette affirmation s'appuie sur l'évolution de la pente des CRE ou autrement dit, sur l'augmentation de $\theta_{\psi lim}$, qui se poursuit jusqu'à 28 jours de cure (voir figure 5.7).

Évolution de ψ_{a-m} en fonction du type de liant

Les figures 5.10 et 5.11 présentent l'effet du type de liant sur l'évolution de la pression d'entrée d'air modifiée (ψ_{a-m}) des différents mélanges de remblai étudiés. La figure 5.10 illustre l'effet du type de liant sur ψ_{a-m} pour une proportion de 4,5 % liant tandis que la figure 5.11 représente l'effet du type de liant sur ψ_{a-m} pour une proportion de 1 % liant.

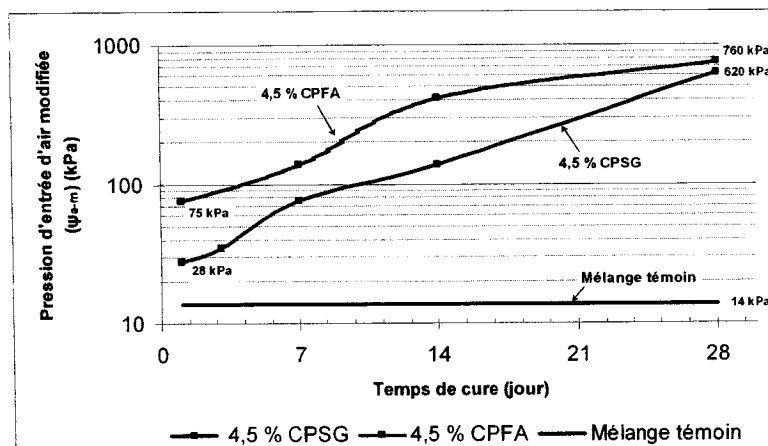


Figure 5. 10 : Évolution de ψ_{a-m} en fonction du temps de cure pour les liants CPSG et CPFA à 4,5 %

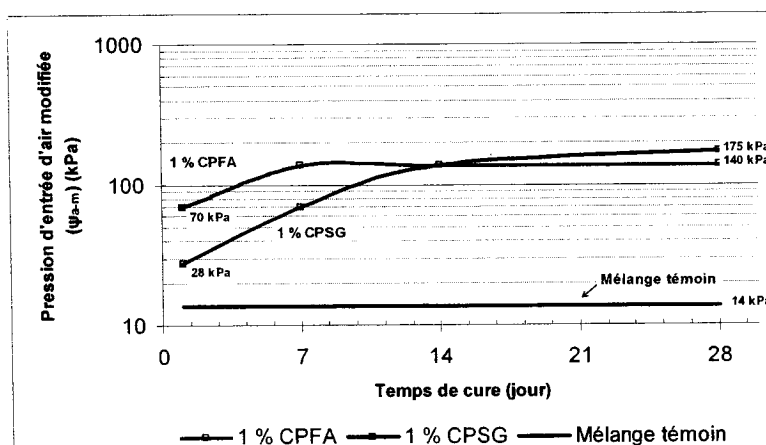


Figure 5. 11 : Évolution de ψ_{a-m} en fonction du temps de cure pour les liants CPSG et CPFA à 1 %

Ces graphiques montrent que le mélange fait avec du liant CPFA possède des pressions d'entrée d'air modifiées plus élevées que le mélange fait avec du liant CPSG, dans les 14 premiers jours de cure des RMCP. Cependant, entre 14 et 28 jours de cure, la pression d'entrée d'air du mélange fait avec du CPSG rejoint pratiquement (cas avec 4,5 % liant) et même dépasse (cas avec 1 % liant) celle du mélange fait avec du liant de type CPFA. Ceci suggère qu'à moyen et à long terme, le liant de type CPSG confère des propriétés de rétention d'eau comparables au liant de type CPFA.

5.2.3 Évolution de $\theta_{\psi lim}$

La teneur en eau volumique des mélanges de remblai soumis à la pression limite de la cellule, $\theta_{\psi lim}$, représente un des paramètres importants de la courbe de rétention d'eau modifiée. Ce paramètre représente la quantité d'eau retenue dans le mélange de remblai à une pression élevée (1 380 kPa).

Le tableau 5.8 résume les valeurs de $\theta_{\psi lim}$ obtenues pour les différents mélanges de remblai.

Tableau 5. 8: Résumé des valeurs de $\theta_{\psi lim}$

<i>Mélange</i>	<i>Teneur en eau volumique associée à une pression de 1 380 kPa</i>				
	<i>Temps de cure (jour)</i>				
	1	3	7	14	28
<i>Témoin</i>	0,18	0,18	0,18	0,18	0,18
<i>4,5 % CPSG</i>	0,35	0,44	0,45	0,45	0,47
<i>2 % CPSG</i>	0,27	0,43	0,46	0,46	0,47
<i>1 % CPSG</i>	0,28	-	0,39	0,45	0,44
<i>4,5 % CPFA</i>	0,38	-	0,46	0,46	0,46
<i>1 % CPFA</i>	0,29	-	0,38	0,40	0,45

Évolution de $\theta_{\psi lim}$ pour différentes proportions de liant

Les figures 5.12 et 5.13 illustrent l'évolution de $\theta_{\psi lim}$ pour différentes proportions de liant. La figure 5.12 montre l'évolution de $\theta_{\psi lim}$ pour le mélange fabriqué avec du liant de type ciment Portland et laitier de hauts fourneaux (CPSG) alors que la figure 5.13 présente l'évolution de $\theta_{\psi lim}$ pour le mélange fabriqué avec du liant de type ciment Portland et cendres volantes (CPFA).

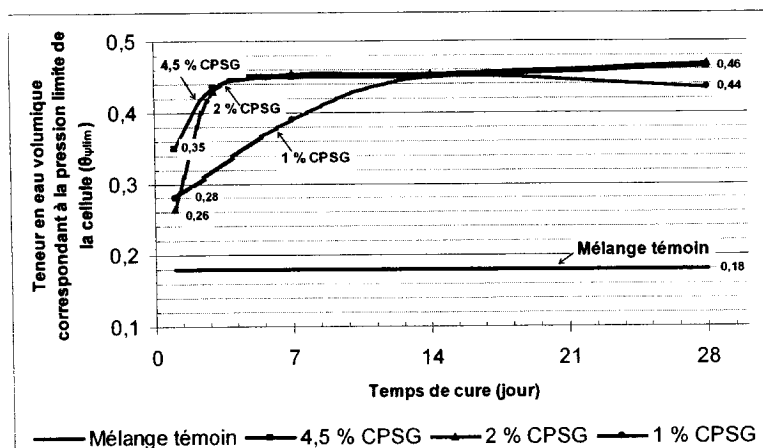


Figure 5. 12 : Évolution de $\theta_{\psi_{lim}}$ en fonction de la proportion de liant pour le mélange fait avec CPSG

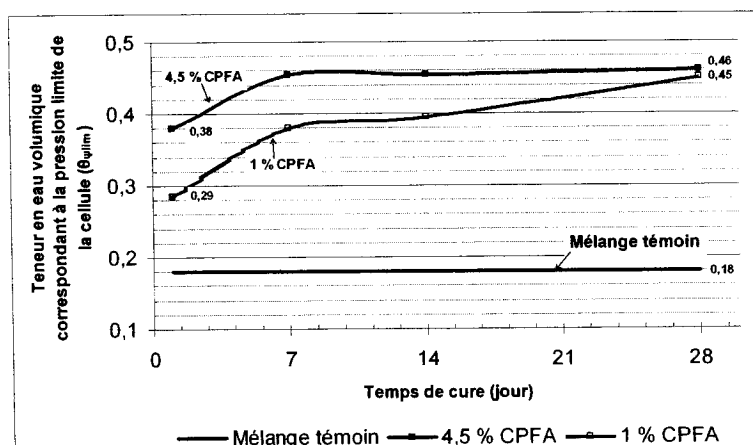


Figure 5. 13 : Évolution de $\theta_{\psi_{lim}}$ en fonction de la proportion de liant pour le mélange fait avec CPFA

Ces résultats indiquent que $\theta_{\psi_{lim}}$ varie avec le temps de cure. Pour les mélanges contenant 4,5 % liant (CPSG et CPFA), l'augmentation de $\theta_{\psi_{lim}}$ se fait rapidement, dans les 7 premiers jours de cure, et semble se stabiliser par la suite. Les valeurs de $\theta_{\psi_{lim}}$ passe de 0,35 à environ 0,46 après 28 jours de cure pour les deux types de liant.

Pour les mélanges contenant 1 % liant, l'augmentation de $\theta_{\psi_{lim}}$ se fait de manière plus progressive mais atteint une amplitude similaire à celle des mélanges contenant 4,5 %

liant, après 28 jours de cure. En effet, $\theta_{\psi lim}$ se situe à des valeurs autour de 0,28 à 1 jour de cure mais évolue jusqu'à des valeurs de 0,46 après 28 jours de cure.

Évolution de $\theta_{\psi lim}$ en fonction du type de liant

Les figures 5.14 et 5.15 présentent l'évolution de $\theta_{\psi lim}$ dans le temps en fonction du type de liant. La figure 5.14 présente les résultats correspondant à une proportion de 4,5 % liant tandis que la figure 5.15 montre les résultats des mélanges fabriqués avec 1 % liant.

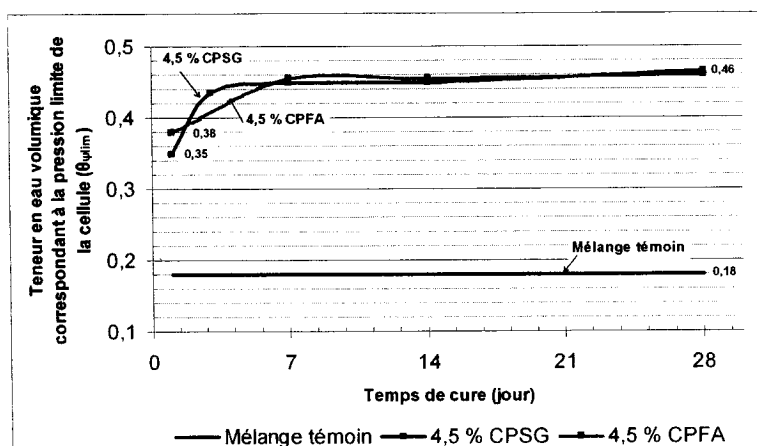


Figure 5. 14 : Évolution de $\theta_{\psi lim}$ en fonction du type de liant pour le mélange fait avec 4,5 % liant

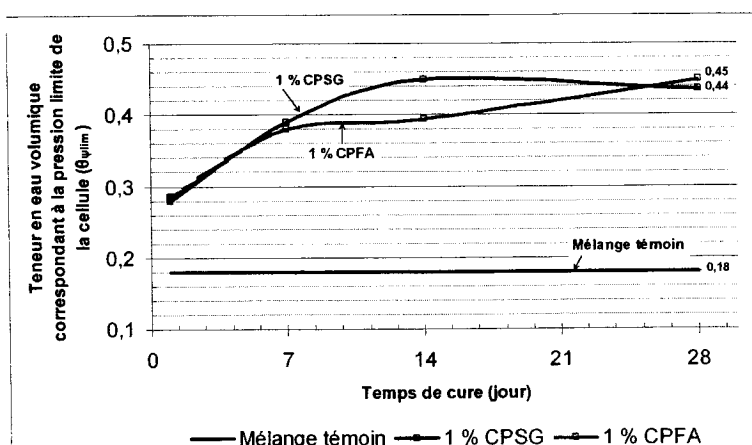


Figure 5. 15 : Évolution de $\theta_{\psi lim}$ en fonction du type de liant pour le mélange fait avec 1 % liant

Ces figures montrent que le type de liant a peu d'impact sur la teneur en eau volumique des mélanges de remblai soumis à une pression de 1 380 kPa et ce, autant pour des proportions en liant de 1 % que de 4,5 %. En effet l'évolution de $\theta_{\psi lim}$ suit sensiblement la même trajectoire entre 1 et 28 jours de cure pour les deux types de liant, selon les proportions respectives.

Globalement, on remarque que, indépendamment de la proportion et du type de liant dans le mélange, la teneur en eau volumique des mélanges de remblai soumis à une pression de 1 380 kPa, après 28 jours de cure est similaire (près de 0,46).

5.2.4 Évolution de l'aire sous la courbe A_{sc} des CRE

Les résultats des sections précédentes (5.3.2 et 5.3.4) montrent que les propriétés de rétention d'eau telles que la pression d'entrée d'air modifiée (ψ_{a-m}) et la teneur en eau volumique associée à une pression de 1 380 kPa ($\theta_{\psi lim}$) n'évoluent pas nécessairement de la même manière dans le temps, avec le curage des remblais. Par exemple, le cas du mélange fait avec 1 % CPFA, illustre bien ce phénomène. En effet, pour ce mélange, ψ_{a-m} demeure constant à partir de 7 jours de cure (140 kPa) alors que $\theta_{\psi lim}$ (ainsi que la pente des CRE) continue d'évoluer dans le temps ($0,38 < \theta < 0,45$ entre 7 et 28 jours de cure).

Pour mieux représenter globalement la capacité de rétention d'eau des RMCP, l'évolution de l'aire sous la courbe (qui prend en compte l'évolution de ψ_{a-m} et de $\theta_{\psi lim}$) est présentée. On rappelle que l'aire sous la courbe (A_{sc}), dans cette étude, représente le poids d'eau par unité de surface, disponible pour le drainage entre des pressions de 0 et 1 380 kPa. L'unité de l'aire sous la courbe est le kPa (F/A). Le tableau 5.9 résume les valeurs de A_{sc} obtenues lors des essais de rétention d'eau.

Tableau 5. 9: Résumé des valeurs de A_{sc}

<i>Mélange</i>	<i>Aire sous la courbe (kPa)</i>				
	<i>Temps de cure (jour)</i>				
	1	3	7	14	28
<i>Témoin</i>	190	190	190	190	190
<i>4,5 % CPSG</i>	79	25	16	13	11
<i>2 % CPSG</i>	122	27	16	11	8
<i>1 % CPSG</i>	97	-	40	29	20
<i>4,5 % CPFA</i>	47	-	8	13	8
<i>1 % CPFA</i>	60	-	33	34	16

Ce tableau montre que l'aire sous la courbe des différents mélanges de remblai varie dans le temps, en fonction du type et de la proportion liant. Pour tous les mélanges, A_{sc} diminue avec le temps de cure, ce qui signifie que la quantité d'eau disponible pour le drainage, contenue dans les remblais cimentés, diminue également avec le curage du matériel.

Évolution de A_{sc} en fonction de la proportion de liant

Les figures 5.16 et 5.17 illustrent l'évolution de A_{sc} pour différentes proportions de liant. La figure 5.16 montre l'évolution de A_{sc} pour le mélange fabriqué avec du liant de type ciment Portland et laitier de hauts fourneaux (CPSG) alors que la figure 5.17 présente l'évolution de A_{sc} pour le mélange fabriqué avec du liant de type ciment Portland et cendres volantes (CPFA).

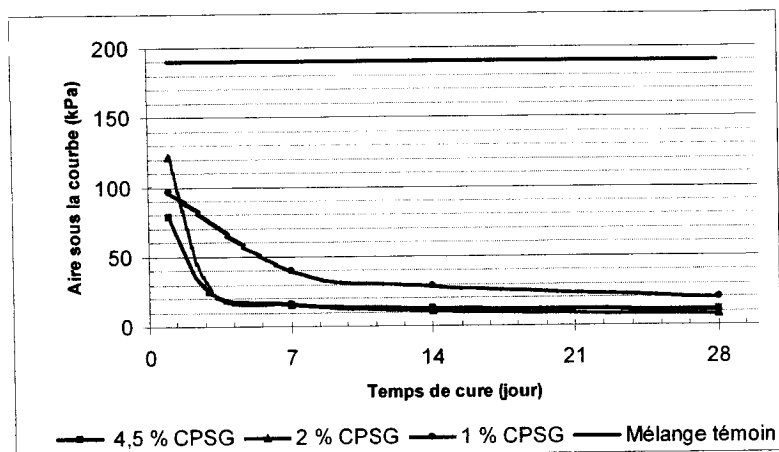


Figure 5. 16 : Évolution de A_{sc} en fonction de la proportion de liant pour le mélange fait avec CPSG

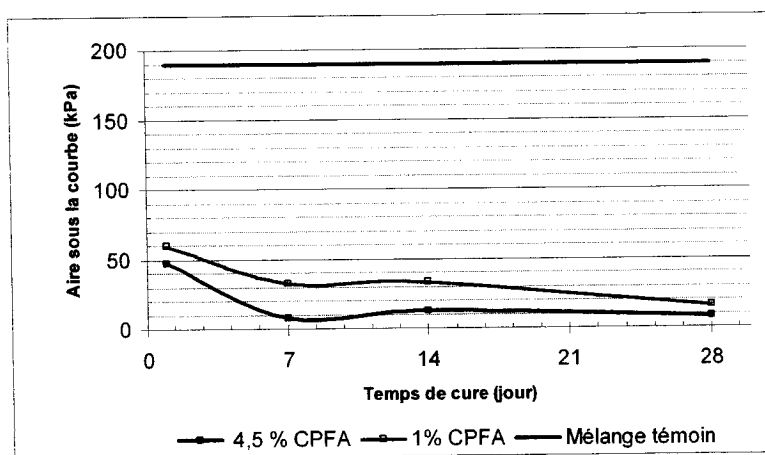


Figure 5. 17 : Évolution de A_{sc} en fonction de la proportion de liant pour le mélange fait avec CPFA

Ces figures montrent que l'ajout de liant, quelque soit sa nature ou sa proportion, augmente la capacité de rétention d'eau ou autrement dit diminue la quantité d'eau disponible pour le drainage dans le matériel. En effet, le mélange témoin (sans liant) possède un A_{sc} de 190 kPa tandis que les mélanges de remblai possèdent un A_{sc} généralement inférieur à 100 kPa et ce, dès le premier jour de cure.

Pour le mélange fabriqué avec du CPSG, l'ajout de 2 % liant confère au matériel pratiquement la même quantité d'eau libre que l'ajout de 4,5 % liant, à l'intérieur d'une période de 3 jours. En effet, après 3 jours de cure, le remblai possède un A_{sc} autour de 25 kPa pour les deux mélanges. L'ajout d'une proportion de 1 % liant apparaît cependant trop faible, pour conférer au remblai la même quantité d'eau disponible pour le drainage que l'ajout de 2 % ou 4,5 % liant.

Évolution de A_{sc} en fonction du type de liant

Les figures 5.18 et 5.19 présentent l'évolution de A_{sc} dans le temps, en fonction du type de liant. La figure 5.18 présente les résultats correspondant à une proportion de 4,5 % liant tandis que la figure 5.19 montre les résultats des mélanges fabriqués avec 1 % liant.

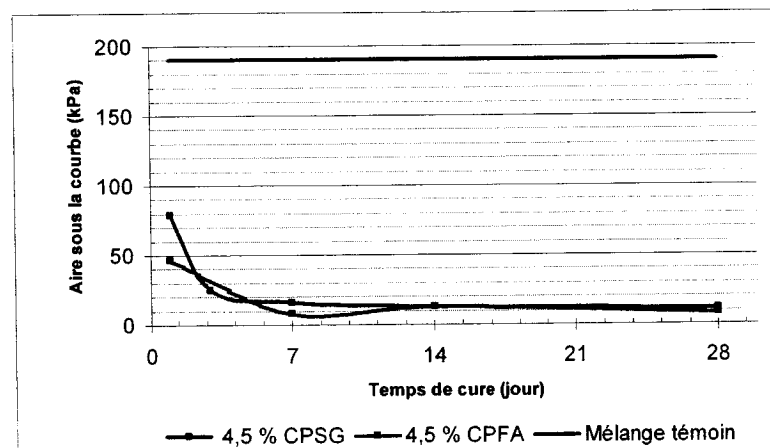


Figure 5. 18 : Évolution de A_{sc} en fonction du type de liant pour le mélange fait avec 4,5 % liant

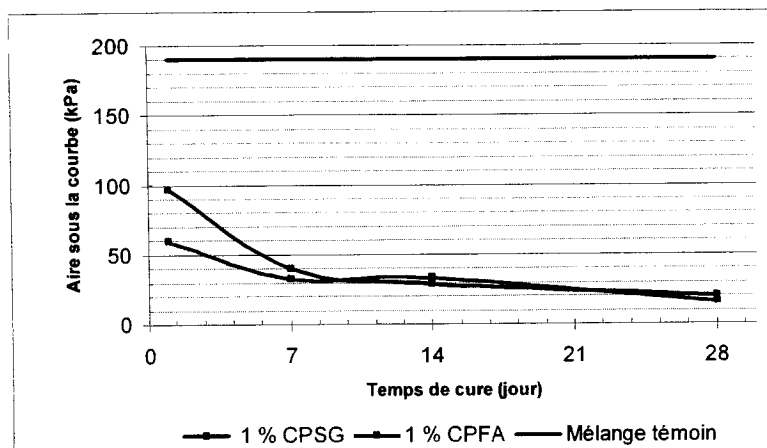


Figure 5. 19 : Évolution de A_{sc} en fonction du type de liant pour le mélange fait avec 1 % liant

Les figures 5.18 et 5.19 montrent que durant les 7 premiers jours de cure, les mélanges fabriqués avec différents types de liant possèdent une capacité de rétention d'eau différente. La quantité d'eau disponible pour le drainage à l'intérieur du mélange formé avec du CPSG est plus élevée, durant cette période, que celle du mélange fabriqué avec du CPFA. Après cette période, les courbes représentées sur le graphique se rejoignent ce qui signifie que la quantité d'eau disponible pour le drainage est à peu près la même pour les deux mélanges de remblai.

5.2.5 Utilisation du modèle MK pour décrire et prédire la courbe de rétention d'eau des RMCP

La courbe de rétention d'eau est une fonction clé pour définir le comportement non saturé des sols et autres matériaux meubles. Pour connaître la *CRE* des RMCP sur l'ensemble de son domaine, on peut utiliser des modèles descriptifs (qui lissent une courbe en minimisant les erreurs par rapport aux données expérimentales) ou des modèles prédictifs qui, comme leur nom l'indique, prédisent la *CRE* à partir de propriétés de base du matériau.

L'exercice de lissage des *CRE* a d'abord été réalisé à l'aide du modèle *MK* (décrit au chapitre 3). Il est possible avec ce modèle de décrire la *CRE* du mélange témoin (rejets de concentrateur sans liant) avec une bonne précision. Cependant, le lissage des *CRE* des mélanges de remblai cimenté s'est avéré beaucoup plus difficile, voir impossible. Les raisons suivantes peuvent être évoquées (Mbonimpa, 2005):

- Le paramètre de base du modèle, h_{co} , dépend de l'angle de contact β , de la tension superficielle σ et du poids volumique γ du fluide interstitiel. Dans le cas du RMCP, le fluide contient du ciment dissous (Benzaazoua et al., 2004) et des valeurs appropriées β , σ et γ , différentes de celles de l'eau, devraient être utilisées pour calculer la hauteur de remontée capillaire équivalente h_{co} . Une autre relation, différente de celle dérivée pour l'eau, devrait donc être utilisée dans le cas du remblai cimenté. L'évolution de ces propriétés en fonction de la durée du curage devrait aussi affecter la valeur de h_{co} . D'autre part, h_{co} est directement proportionnel à la surface spécifique du RMCP, mais cette surface n'est pas clairement définie en phase de curage.
- Il n'est pas évident que la relation reliant la succion résiduelle ψ_r à h_{co} soit valable pour le RMCP. La vérification de cette relation exigera que des mesures couvrant la zone de succions très élevées soient effectuées.
- La composante d'adhésion S_a utilisée dans le modèle *MK* est dérivée d'une loi décrivant l'attraction de type van der Waals entre la surface des grains et les dipôles de l'eau. Il est probable que cette relation, valable pour l'eau, ne soit pas nécessairement correcte dans le cas où le fluide contient des liants.
- Il n'est pas clair si les RMCP devraient être considérés comme un matériau granulaire ou cohérent et plastique. Il serait probablement plus réaliste de comparer les propriétés des RMCP avec les propriétés d'un matériel cohésif,

comme par exemple les argiles. Malheureusement, pour considérer le matériel comme un matériel cohésif, on doit connaître la limite de liquidité du matériel, ce qui n'a pas été étudié à l'intérieur de ce projet.

Pour toutes ces raisons, il apparaît difficile d'utiliser le modèle *MK*, à l'état actuel, pour décrire les CRE des remblais miniers cimentés en pâte. Pour ce faire, il faudrait considérer les paramètres h_{co} , et ψ_r comme des paramètres d'ajustement du modèle, tout comme les paramètres m et a_c .

Le lissage des CRE des RMCP a également été réalisé à l'aide du modèle de van Genuchten (1980) à l'aide du code numérique RETC (van Genuchten *et al.*, 1991). Ce code numérique peut lisser les courbe de rétention d'eau d'un matériau à l'aide des modèles de Brooks et Corey (1964) (B-C), de van Genuchten (1980) (V.G.) et de Fredlund et Xing (1994). Le modèle de van Genuchten (1980) a été préféré aux autres modèles pour les raisons suivantes : l'équation de B-C est reconnue pour représenter relativement bien les sols à texture grossière et qui sont caractérisés par une distribution granulométrique et des pores relativement étroite; ce qui n'est pas nécessairement le cas des mélanges de remblai. Le modèle de Fredlund et Xing (1994) pose la condition frontière « pour $\psi = 10^6 \text{ kPa}$, $\theta = 0$ » qui empêche probablement la convergence du modèle pour le cas des RMCP. Les résultats du lissage des CRE des RMCP à l'aide du modèle de van Genuchten (1980) est présenté à l'annexe B.

Tel que mentionné au chapitre 4 pour les essais de perméabilité, il pourrait être utile de prédire les propriétés de rétention d'eau des RMCP, comme par exemple durant les premières phases d'un projet, lorsque peu ou pas de résultats d'essais sont disponibles.

À la lumière des résultats obtenus avec le modèle *MK* lors de la description des CRE des remblais miniers cimentés en pâte, il apparaît difficile de proposer des

modifications au modèle permettant de prédire les *CRE* des RMCP sur l'ensemble du domaine.

En effet, le modèle MK est basé en grande partie sur les propriétés géotechniques de base des matériaux, telles que la granulométrie et la porosité (taille et distribution des pores) du matériau et sur le fait que le fluide interstitiel est de l'eau. Dans le cas des RMCP, la granulométrie demeure relativement constante, la variation de la porosité totale est faible (Ouellet *et al.*, 2005) et la composition chimique du fluide interstitiel diffère de celle de l'eau.

S'il avait été possible de décrire la *CRE* des RMCP sur l'ensemble du domaine, des informations sur les paramètres m (paramètre lié à la distribution des pores : $m=1/C_U$) et a_c (paramètre lié à l'adhésion) auraient toutefois pu être obtenues. Pour tirer une information de qualité par rapport aux paramètres m et a_c , certains aspects devraient toutefois être considérés :

- Le paramètre m est lié à la distribution des pores par la distribution granulométrique du matériau (inversement proportionnel à C_U). Même si les travaux de Belem *et al.* (2001) et Ouellet *et al.* (2004) montrent que la distribution des pores évolue (raffinement) durant le curage des RMCP, ce raffinement de la porosité n'aura pas d'impact significatif sur la distribution granulométrique du matériel. Pour tenir compte du raffinement de la porosité des RMCP durant le curage, le paramètre m devrait plutôt être défini à partir de mesures directes de la porosité.
- Comme on l'a soulevé au chapitre 4 concernant les facteurs pouvant affecter la conductivité hydraulique saturée des RMCP, il semble qu'il y ait une évolution,

en plus de la microstructure (porosité), des propriétés du fluide et de la surface des particules des grains solides durant le curage. Pour que le paramètre a_c soit le plus étroitement possible relié aux propriétés d'adhésion d'un RMCP, il faudrait être en mesure d'évaluer l'évolution des paramètres impliqués dans les phénomènes d'adhésion tels que la tension superficielle (σ) et le poids volumique (γ) du fluide ainsi que l'angle de contact (β) entre le fluide et la surface du pore. On rappelle que les forces d'adhésion définies dans le modèle *MK* sont basées sur l'hypothèse que le fluide est de l'eau.

Finalement, lorsqu'on a voulu comparer les résultats des essais hydriques avec certains modèles mathématiques, on a considéré les RMCP comme un matériau granulaire; hypothèse qui n'est pas réellement vérifiée.

5.3 Discussion

Les résultats des essais de succion modifiés montrent globalement que l'ajout de liant confère aux rejets de concentrateur de meilleures propriétés de rétention d'eau. De ces résultats, on peut également tirer que les paramètres ψ_{a-m} (pression d'entrée d'air modifiée) et A_{sc} (aire sous la courbe), d'une même courbe de rétention d'eau, évoluent différemment.

Le comportement du paramètre ψ_{a-m} est influencé par le temps de cure, par la proportion et par le type de liant ajoutés au mélange. Durant les premiers jours de cure (entre 7 et 14 jours), ψ_{a-m} évolue sensiblement de la même manière, peu importe la proportion de liant dans le mélange et ce, pour les deux types de liant étudiés. Après cette période, plus le mélange contient une proportion de liant importante, plus le paramètre ψ_{a-m} atteint des valeurs élevées. L'évolution de ψ_{a-m} est également différente selon la chimie du liant utilisé. À court terme (< 7 jours) le mélange fait avec du CPFA

possède des valeurs de ψ_{a-m} plus élevées que le liant CPSG. Par contre, après cette période, les mélanges fabriqués avec du CPSG atteignent des valeurs de ψ_{a-m} plus importantes que les mélanges faits avec du CPFA.

En ce qui concerne l'évolution de la quantité d'eau libre (pour des succions $< 1\,380$ kPa) du matériel, représentée par l'aire sous la courbe (A_{sc}), son comportement est différent de celui de ψ_{a-m} . Le type de liant, à moyen terme (à 28 jours de cure) a peu d'influence sur le paramètre A_{sc} . De plus, au niveau de la proportion de liant dans les mélanges, ces résultats montrent que pour 4,5 % et 2 % liant dans le mélange, A_{sc} a sensiblement la même valeur. Cependant, pour des proportions de 1 % et 2 %, les valeurs de A_{sc} sont différentes (A_{sc} plus faible pour 1 % liant). Ceci suggère qu'il y ait une proportion « critique ou limite », située entre 1 et 2 %, qui permet de conférer au matériel la même capacité de rétention d'eau qu'avec des proportions plus élevées. Ces observations peuvent avoir un intérêt économique appréciable et méritent d'être étudiées davantage.

La figure suivante montre le lien entre A_{sc} et ψ_{a-m} des différents mélanges de remblai étudiés.

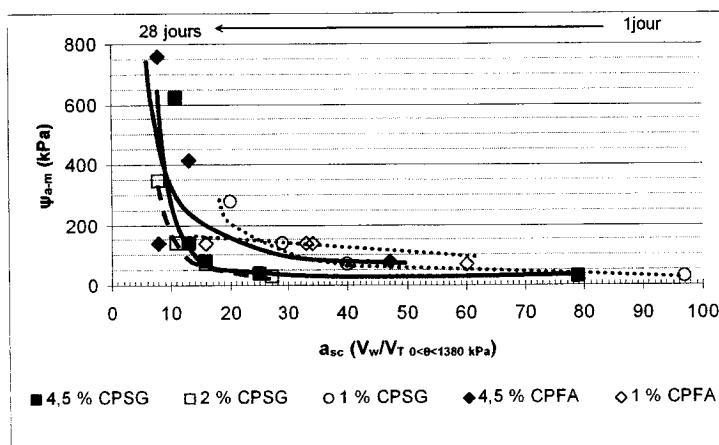


Figure 5. 20: Relation entre A_{sc} et ψ_{a-m}

La figure 5.20 montre, comme on pouvait s'y attendre, que le paramètre ψ_{a-m} est élevé lorsque A_{sc} est faible. Ceci signifie que pour de fortes valeurs de pression d'entrée d'air, la quantité d'eau libre dans l'échantillon est faible. Cette figure montre également que la relation entre les deux paramètres n'est pas constante; à partir d'une certaine valeur de A_{sc} (autour de 20) une grande variation de ψ_{a-m} n'entraîne plus une grande variation de A_{sc} .

Le comportement hydrique des RMCP observé suggère que plus d'un facteur intervient au niveau de l'acquisition des propriétés hydriques des RMCP et que ces facteurs n'interviennent pas au même niveau sur ψ_{a-m} et A_{sc} .

Pour terminer ce chapitre, on présente dans ce qui suit différentes hypothèses pouvant expliquer le comportement hydrique des RMCP.

Hypothèse 1:

L'ajout de liant dans les mélanges de RMCP entraîne un raffinement de la porosité (Belem *et al.*, 2001; le Roux *et al.*, 2004; Ramlochan *et al.* 2004; Ouellet *et al.*, 2005) qui améliore les propriétés de rétention d'eau du matériel. Le paramètre ψ_{a-m} (pression d'entrée d'air modifiée) qui correspond à la pression nécessaire pour amorcer le drainage des pores les plus grossiers serait fortement influencé par l'évolution de la microstructure.

Hypothèse 2:

Comme la capacité totale de rétention d'eau, représentée par le paramètre A_{sc} , évolue différemment du paramètre ψ_{a-m} , on peut penser que d'autres facteurs interviennent dans son évolution. Des études faites par Benzaazoua *et al.*, (2004c) montrent que

l'hydratation des liants dans les remblais en pâte entraîne une variation de la composition chimique du fluide interstitiel. D'autres études (Ramlochan *et al.*, 2004; Ouellet *et al.*, 2005) montrent que les liants ont tendance à recouvrir les particules de rejet plutôt que de former une matrice cimentaire. Ce colmatage des particules de rejet (changement de la composition chimique de la surface d'activité des grains solides) et le changement de composition chimique du fluide interstitiel entraîneraient une variation au niveau de l'affinité entre les particules de grains solides et le fluide (adhésion). Une meilleure affinité entre ces deux paramètres conférerait une meilleure capacité de rétention d'eau au RMCP.

Les résultats montrent finalement que pour prédire (ou décrire) de façon efficace la *CRE* des RMCP sur l'ensemble du domaine, à partir des modèles conventionnels, il serait nécessaire de pousser l'étude des propriétés de rétention d'eau des RMCP plus loin. Ces études devraient se pencher plus spécifiquement sur l'évolution des propriétés d'adhésion entre les particules des grains solides et le fluide; l'adhésion n'étant probablement pas seulement reliée aux caractéristiques physiques telles que la granulométrie et la porosité mais aussi aux caractéristiques chimiques du matériel. Une meilleure compréhension de la partie résiduelle des RMCP permettrait également un meilleur ajustement des modèles. Enfin, le comportement hydrique après curage devrait être également étudié.

CHAPITRE 6

RÉSULTATS DES ESSAIS DE COMPRESSION UNIAXIALE ET CORRÉLATIONS ENTRE L'UCS ET LES PARAMÈTRES HYDRIQUES

6.1 Résultats des essais en compression uniaxiale

L'essai de compression uniaxiale a été réalisé, à titre d'essai index, sur tous les échantillons de remblais miniers cimentés en pâte étudiés dans ce projet. Ce type d'essai, relativement simple et peu coûteux, fournit de l'information sur la résistance en compression uniaxiale (UCS) des matériaux. L'UCS des remblais miniers cimentés en pâte ainsi que ses facteurs d'influence sont densément documentés (voir chapitre 2-revue de littérature). Ce chapitre présente, dans un premier temps, l'évolution de l'UCS des mélanges de remblais étudiés, en fonction de la proportion et du type de liant. Dans l'optique de mieux comprendre l'évolution des propriétés hydriques des RMPC, des corrélations ont été établies entre certains des paramètres hydriques étudiés et l'UCS. Ces corrélations sont également présentées et commentées à l'intérieur de ce chapitre.

6.1.1 Évolution de l'UCS en fonction de la proportion de liant

La figure 6.1 montre l'influence de la proportion de liant sur la résistance en compression uniaxiale des remblais miniers cimentés en pâte étudiés. Pour tous les mélanges comprenant 1 % liant, les remblais n'atteignent pas la résistance requise pour réaliser un essai de compression uniaxiale (l'échantillon n'est pas autoportant). Pour établir l'effet de la proportion de liant sur l'UCS, seuls les mélanges constitués de CPSG ont pu être utilisés (2 % et 4,5 %). Comme les échantillons constitués de 1 % CPFA possèdent une résistance trop faible pour réaliser un essai de compression uniaxiale, la comparaison des résultats avec le mélange 4,5 % CPFA n'a pas pu être faite.

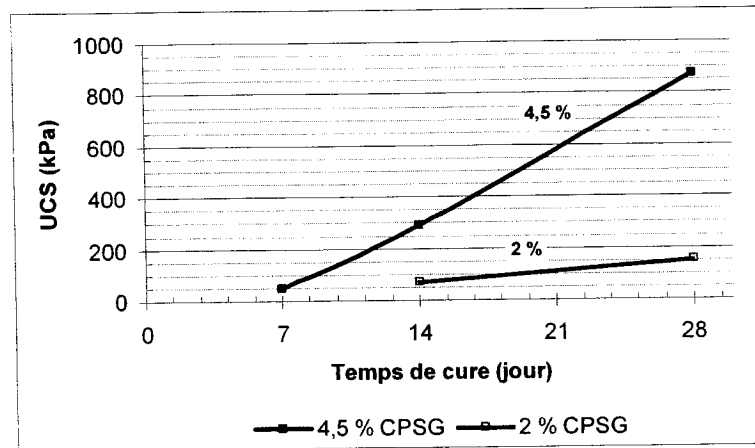


Figure 6. 1 : Influence de la proportion liant sur l'UCS

Ces résultats montrent qu'une augmentation de la proportion de liant à l'intérieur d'un mélange de remblai conduit à une amélioration des résistances en compression uniaxiale. Dans le cas représenté à la figure 6.1, une proportion de 4,5 % CPSG permet au remblai d'acquérir une résistance à la compression uniaxiale de 51 kPa à partir de 7 jours de cure et d'atteindre un UCS de 875 kPa après 28 jours de cure. Dans le cas où le mélange contient 2 % CPSG, l'échantillon n'est pas autoportant, c'est-à-dire qu'il se déforme sous son propre poids et qu'il n'est pas assez résistant pour subir un essai de compression uniaxiale ($UCS < 50$ kPa selon l'expérience des techniciens de l'URSTM-UQAT). Finalement, la figure 6.1 montre également que le mélange 2 % CPSG développe une résistance de 155 kPa, entre 14 et 28 jours de cure.

6.1.2 Évolution de UCS en fonction du type de liant

La figure 6.2 montre l'influence du type de liant (pour une proportion de 4,5%) sur la résistance en compression uniaxiale des remblais miniers cimentés en pâte étudiés.

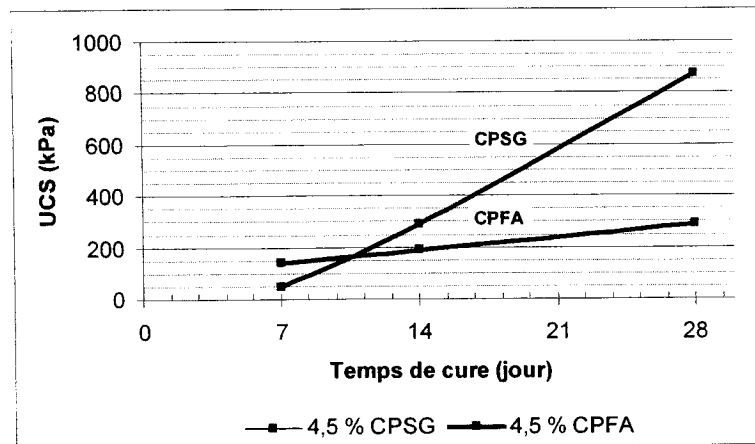


Figure 6. 2 : Influence du type liant sur l'UCS

Ces résultats montrent que le type de liant influence de façon importante l'acquisition de la résistance mécanique. On remarque que le liant CPFA confère une meilleure résistance en compression uniaxiale à très court terme (dans les 7 premiers jours de cure) que le liant CPFG. À partir de cette période, la résistance conférée par le liant CPFG continue d'augmenter avec le temps de cure pour atteindre une valeur de 875 kPa à 28 jours. L'augmentation de la résistance du mélange fabriqué avec du CPFA est plus lente et n'atteint qu'une valeur de 291 kPa à 28 jours de cure. Ces résultats sont en accord avec ceux de la revue de littérature, présentés au chapitre 2, qui montrent que le liant composé d'un mélange de ciment Portland type 10 et de cendres volantes (CPFA) confère des performances mécaniques plus faibles que les autres types de liants (Bernier *et al.*, 1999; Qiu *et al.*, 1999; Belem *et al.*, 2000; Benzaazoua *et al.*, 2000; Jones *et al.*, 2001; Malhotra, 2001; Cayouette, 2003; Yilmaz *et al.*, 2003).

6.2 Relations entre les paramètres hydriques et la résistance en compression uniaxiale des remblais miniers cimentés en pâte

Les résultats des essais de perméabilité, des essais de succion modifiés et des essais de compression uniaxiale, présentés respectivement dans les chapitre 4, 5 et 6, montrent que les propriétés mécaniques et hydriques varient avec le curage des remblais

cimentés. Cette évolution est variable selon la proportion et la chimie du liant utilisées dans les mélanges.

Même s'il n'y a pas vraiment de liens physiques entre l'UCS et les propriétés hydriques d'un matériau, ce paramètre index a quand même été utilisé pour établir des corrélations. Comme l' UCS est obtenu de manière relativement simple et peu coûteuse et que ce paramètre est très documenté, des corrélations ont été établies entre l'UCS et les paramètres hydriques (ψ_{a-m} , A_{sc} et k_{sat}) pour mieux comprendre l'évolution des propriétés hydriques. De plus, comme il existe une certaine problématique à obtenir, de manière précise, la courbe de rétention d'eau et la conductivité hydraulique saturée d'un matériel réactif et évolutif comme les RMCP, à l'aide des méthodes conventionnelles, des corrélations entre ces paramètres pourraient permettre de prédire les propriétés hydriques des RMCP à partir d'un essai simple de compression uniaxiale.

Il est important de noter que ces relations sont valables seulement pour les mélanges de RMCP fabriqués avec les rejets de concentrateur et l'eau de procédé de la mine Louvicourt. Dans l'optique où une mine est intéressée à obtenir de telles corrélations, elle devra procéder à la réalisation de tests hydriques et mécaniques sur sa recette de remblai.

Les prochaines sections présentent et commentent les liens entre les paramètres hydriques et mécaniques, pour les deux types de liants (CPSG et CPFA) étudiés, de la manière suivante:

- Résistance en compression uniaxiale (UCS) versus pression d'entrée d'air modifiée (ψ_{a-m});
- Résistance en compression uniaxiale (UCS) versus aire sous la courbe (A_{sc}) et
- Résistance en compression uniaxiale (UCS) versus conductivité hydraulique saturée (k_{sat}).

De plus, une normalisation en fonction de la proportion de liant et en fonction de la proportion de liant et du temps de cure, a été réalisée. Pour normaliser en fonction de la proportion de liant, les paramètres sont divisés par le pourcentage liant (ex : $UCS^* = UCS / (\% \text{ liant})$); la normalisation en fonction de la proportion de liant et du temps de cure est obtenue en divisant le paramètre à la fois par le pourcentage liant et par le temps de curage (ex : $UCS^* = UCS / (\% \text{ liant} * \text{temps de curage})$). Seules les corrélations significatives sont présentées dans cette section.

6.2.1 *Corrélation entre la résistance en compression uniaxiale (UCS) et la pression d'entrée d'air modifiée (ψ_{a-m})*

La figure 6.3 illustre les relations entre la pression d'entrée d'air modifiée (ψ_{a-m}) et la résistance en compression uniaxiale (UCS) pour les deux types de liant utilisés dans cette étude, à savoir le liant CPSG et le liant CPFA. Comme l'utilisation de 1 % liant dans les mélanges de remblai ne permet pas, à l'intérieur d'une période de 28 jours, de conférer des résistances en compression uniaxiale suffisantes (< autoportance), ces mélanges ne sont pas représentés sur le graphique. Chaque point sur ce graphique correspond à un temps de cure spécifique.

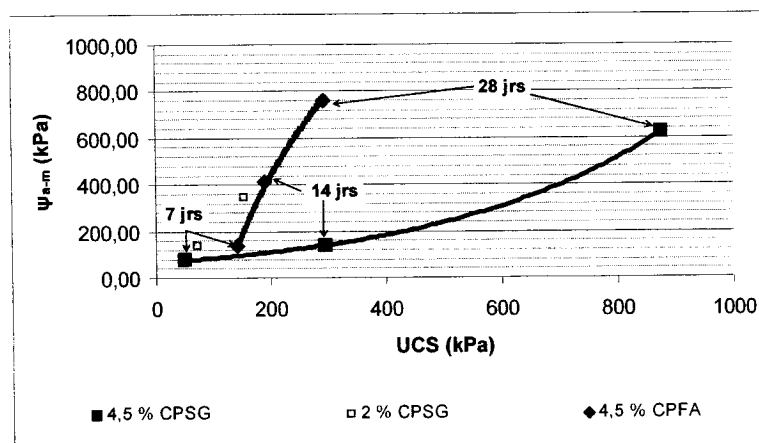


Figure 6. 3 : Relation entre ψ_{a-m} et UCS

Cette figure montre qu'il existe un lien, qui diffère selon la recette, entre la pression d'entrée d'air modifiée (ψ_{a-m}) et la résistance en compression uniaxiale (UCS) des remblais cimentés. La relation entre l'UCS et ψ_{a-m} du mélange 4,5 % CPSG est définie par l'équation suivante :

$$\psi_{a-m} = 66,18e^{0,0026.UCS} \quad [6.1]$$

avec un coefficient de corrélation, $R = 0,9999$.

Pour le mélange 2 % CPSG, comme il n'y a que deux points, il est impossible d'établir avec assurance une relation entre les deux paramètres.

Lorsque 4,5 % liant de type CPFA sont ajoutés au mélange de remblai, le lien entre l'UCS et ψ_{a-m} peut être défini par l'équation suivante :

$$\psi_{a-m} = 873,88 \ln(UCS) - 4189,9 \quad [6.2]$$

avec un coefficient de corrélation, $R = 0,9991$.

Ces corrélations montrent que, plus la résistance en compression uniaxiale (UCS) augmente, plus la pression nécessaire pour amorcer le drainage des pores est importante. Sur la figure 6.3, on remarque également que l'ajout de 4,5 % CPSG entraîne une grande variation de ψ_{a-m} pour une grande variation du UCS tandis que l'ajout de 2 % CPSG et de 4,5 % CPFA entraîne une grande variation de ψ_{a-m} pour de faibles variations du UCS.

La normalisation des valeurs de UCS et ψ_{a-m} n'a pas permis de définir des liens précis entre ces deux paramètres. Ceci indique que pour établir une corrélation entre ces deux

paramètres, il faut prendre en compte le type et la quantité de liant ajoutés au mélange ainsi que l'effet du temps.

6.2.2 Corrélation entre la résistance en compression uniaxiale (UCS) et l'aire sous la courbe (A_{sc})

La figure 6.4 présente la relation entre la résistance en compression uniaxiale (UCS) et l'aire sous la courbe (A_{sc}); l'aire sous la courbe correspondant à la quantité d'eau libre dans le matériel soumis à des pressions entre 0 et 1380 kPa.

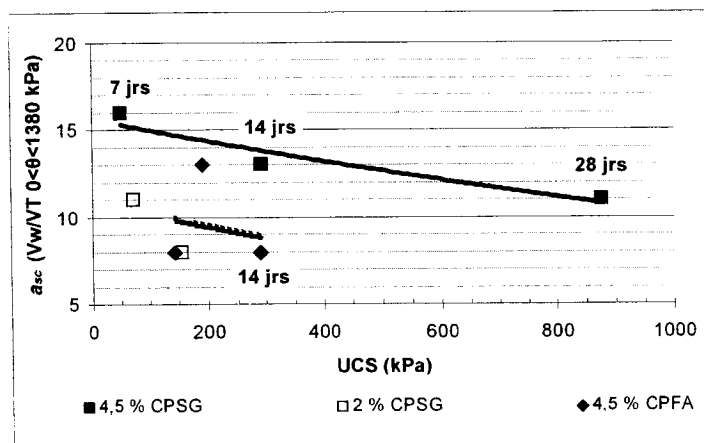


Figure 6. 4 : Relation entre A_{sc} et UCS

La figure 6.4 montre que les corrélations entre l'UCS et A_{sc} sont bien définies ($R = 0,9563$) pour le mélange fabriqué avec 4,5 % CPSG mais très faibles (pratiquement nul) pour le mélange fabriqué avec 4,5 % CPFA. L'équation pouvant décrire la relation entre l' A_{sc} et l'UCS du mélange fabriqué avec 4,5 % CPSG est définie par :

$$a_{sc} = 15,65e^{0,0004 \cdot UCS} \quad [6.3]$$

Cette figure montre également que le lien entre la valeur de UCS et le paramètre A_{sc} est différent selon le type de liant utilisé. Le liant CPSG, dans une proportion de 4,5 %, montre une influence beaucoup plus importante du paramètre A_{sc} sur la valeur de UCS, comparativement au liant CPFA. La figure montre aussi que la proportion de liant (représentée sur la figure par le liant CPSG) a également une influence marquante sur le lien entre A_{sc} et UCS; plus la proportion de liant est importante, plus le paramètre A_{sc} influence la valeur de l'UCS.

6.2.3 Corrélation entre la résistance en compression uniaxiale (UCS) et la conductivité hydraulique saturée (k_{sat})

Les corrélations entre la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) et la résistance en compression uniaxiale (UCS), des mélanges de remblai (4,5 % CPSG, 2 % CPSG et 4,5 % CPFA) sont illustrées à la figure 6.5.

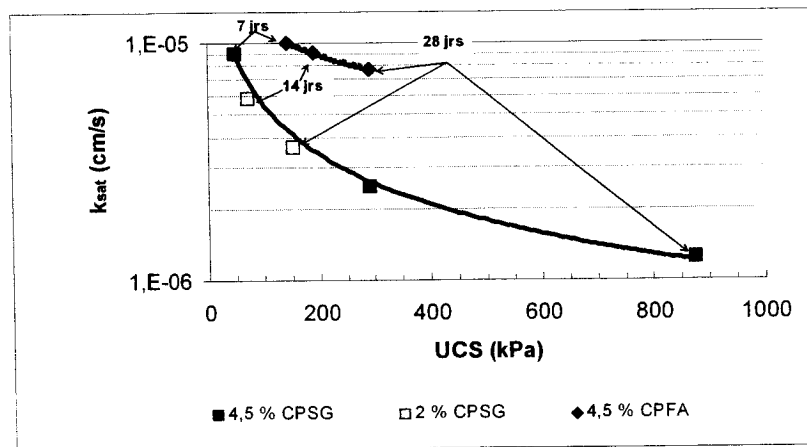


Figure 6. 5 : Relation entre k_{sat} et UCS

Ces graphiques montrent qu'il existe un lien entre la conductivité hydraulique saturée et la résistance en compression uniaxiale du matériel. Une augmentation de l'UCS est reliée à une diminution de k_{sat} . Cette figure montre que la relation entre ces deux paramètres est différente pour les deux types de liant étudiés. Pour un même type de

liant cependant, représenté sur la figure 6.5 par le liant CPSG, la relation entre UCS et k_{sat} semble suivre la même tendance, pour des proportions différentes, mais décalée par rapport au temps de cure.

Le mélange formé avec 4,5 % CPSG montre une relation de puissance entre k_{sat} et UCS illustrée par l'équation suivante :

$$k_{sat} = 1^{E-04} UCS^{-0,7023} \quad [6.4]$$

avec un coefficient de corrélation de $R = 0,9991$.

La figure 6.5 montre que l'équation 6.4 représente relativement bien les résultats obtenus pour le mélange 2 % CPSG.

La relation entre k_{sat} et UCS du mélange formé de 4,5 % CPFA est définie par l'équation suivante:

$$k_{sat} = 6^{E-05} UCS^{-0,3682} \quad [6.5]$$

où le coefficient de corrélation $R = 0,9989$.

Les équations 6.3 et 6.4 pourraient donc permettre de décrire la conductivité hydraulique saturée du mélange de remblai minier cimenté en pâte, fait de rejets de concentrateur et de l'eau de procédé de la mine Louvicourt, selon le type de liant utilisé, à partir de la résistance en compression uniaxiale du matériel.

6.3 Discussion

Les résultats des essais de compression uniaxiale confirment que la résistance des remblais (UCS) évolue avec le curage du matériel. L'évolution du UCS est fonction de la proportion et du type de liant ajoutés au mélange. L'augmentation de la proportion de liant dans les mélanges de RMCP confère de meilleures résistances en compression uniaxiale au remblai.

En ce qui concerne l'effet du type de liant sur la résistance mécanique, le liant formé de CPSG fournit au RMCP de meilleures performances à moyen terme (28 jours) que le liant formé de CPFA. Selon Benzaazoua *et al.*, (2003 b) ceci est attribuable au fait que les ciments à ajouts minéraux (laitier de hauts fourneaux) confèrent aux réactions d'hydratation habituelles un effet pouzzolanique. L'effet pouzzolanique conduit à la formation d'hydrates silico-calciques, comme les gels C-S-H, au profit de la portlandite, reconnue pour sa vulnérabilité dans les milieux agressifs. Il est à noter que les rejets de concentrateur utilisés dans les mélanges de remblai étudiés contiennent 21,4 % sulfures et que l'eau de gâchage contient 4 733 ppm sulfates, ce qui en fait un milieu relativement agressif.

Selon plusieurs auteurs (Belem *et al.*, 2000; Benzaazoua *et al.*, 2001,2004; Ouellet *et al.*, 2004; Yilmaz *et al.*, 2003, 2004), les modes d'hydratation du liant CPSG et celui du liant CPFA sont différents; ils dépendent, entres autres, de la proportion et de la chimie du liant. Ces différences au niveau du mode d'hydratation sont représentées par l'acquisition de propriétés mécaniques différentes. L'effet de la proportion de liant se traduit par une augmentation de la résistance en compression uniaxiale, par une augmentation de la cohésion et par une diminution de l'angle de frottement interne du matériel (Belem *et al.*, 2000). L'effet du type de liant se traduit par l'acquisition d'une meilleure résistance en compression uniaxiale à long terme, une meilleure cohésion et

un angle de frottement interne inférieur pour le liant CPSG (comparativement au liant CPFA; Belem *et al.*, 2000).

Des études réalisées par Ouellet *et al.* (2005) indiquent que le type de liant influence également l'évolution de la microstructure des RMCP. Ces études montrent que la variation de la porosité totale (n) des RMCP avec le curage est faible et qu'elle diffère selon le type de liant. Le liant de type CPSG montre une plus grande diminution de n que le liant de type CPFA (7,5 % vs 4,1 % entre 14 et 92 jours de cure). Cette étude montre également que l'hydratation des liants entraîne un raffinement de la porosité et que ce raffinement est plus important dans le cas des mélanges fabriqués avec du CPSG que pour les mélanges faits avec du CPFA.

L'évolution de la résistance mécanique des RMCP semble directement reliée à l'évolution de la microstructure (ou porosité) associée à l'hydratation des liants. Une relation entre la finesse des pores et la résistance en compression uniaxiale (UCS) a été proposée dans les travaux de Ouellet *et al.* (2004) et Ouellet (2005).

Si on se base sur les travaux de Ouellet (2005) qui attribuent l'évolution de l'UCS à l'évolution de la microstructure et qu'on tient compte des différentes corrélations établies entre l'UCS et les paramètres hydriques des RMCP, on peut suggérer que :

1. L'évolution de la pression d'entrée d'air modifié (ψ_{a-m}) serait fortement influencée par celle de la microstructure. Cette hypothèse a également été soulevée au chapitre 5.
2. Pour ce qui est de la quantité d'eau libre des remblais cimentés en pâte, représentée par A_{sc} , l'absence de corrélation entre l'UCS et ce paramètre suggère que l'évolution de A_{sc} soit influencée par d'autres phénomènes que ceux reliés à la microstructure. L'hypothèse soulevée au chapitre 5, à l'effet que des phénomènes

reliés à l'affinité entre les particules des grains solides et le fluide interviennent sur l'évolution de A_{sc} , serait encore valable ici.

3. Les corrélations établies entre l'UCS et la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}), permettent de croire que l'évolution de la microstructure a un impact important sur l'évolution de k_{sat} . Par contre, les résultats présentés au chapitre 4 ont montré que l'évolution de la porosité totale ne pouvait pas, à elle seule, expliquer l'évolution de la conductivité hydraulique saturée des RMCP.

CHAPITRE 7

CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

7.1 Conclusions

L'objectif principal de ce projet de maîtrise était d'étudier, d'un point de vue phénoménologique, l'évolution des propriétés hydriques (capacité de rétention d'eau et conductivité hydraulique saturée) des remblais miniers cimentés en pâte (RMCP) durant le curage. Étant donné le caractère évolutif des RMCP, un des objectifs spécifiques reliés à cette étude étaient de développer un mode opératoire des essais de perméabilité et de succion adapté aux RMCP.

Les méthodes proposées ou modifiées ont permis de déterminer la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) et la courbe de rétention d'eau (CRE) à court terme d'un RMCP constitués des rejets et de l'eau de procédé de la mine Louvicourt. Les résultats des essais de laboratoire ont montré globalement que la conductivité hydraulique saturée des RMCP étudiés diminue et que les propriétés de rétention d'eau augmentent pendant le curage du remblai cimenté. L'évolution des propriétés hydriques des RMCP est influencée non seulement par le temps de cure, mais aussi par la quantité et la chimie des liants ajoutés au mélange de remblai.

Les résultats des essais de perméabilité à charge variable ont montré, plus spécifiquement, que l'ajout de liant permet de réduire la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) des rejets de concentrateur jusqu'à 1 ½ ordre de grandeur dans une période de 28 jours, selon la recette de remblai. L'augmentation de la proportion de liant dans les mélanges conduit à de plus importantes réductions de k_{sat} . Selon la chimie du liant utilisé, les valeurs de la conductivité hydraulique saturée (k_{sat}) des RMCP

seront différentes. Le liant formé de CPSG permet de réduire k_{sat} , à moyen terme, de plus d'un ordre de grandeur, que le liant CPFA.

Les essais de succion modifiés ont montré que l'ajout de liant confère aux rejets de concentrateur de meilleures propriétés de rétention d'eau. Ces résultats ont montré que les différents paramètres de la CRE étudiés (pression d'entrée d'air modifiée, ψ_{a-m} et aire sous la CRE, A_{sc}) évoluent avec le curage des RMCP. Globalement, après une période de 28 jours, plus le mélange contient une proportion de liant importante, plus le paramètre ψ_{a-m} atteint des valeurs élevées. L'évolution de ψ_{a-m} est aussi différente selon la chimie du liant utilisé. Les mélanges fabriqués avec du CPSG possèdent, après cette même période de temps, des valeurs de ψ_{a-m} plus importantes que les mélanges faits avec du CPFA. L'évolution du paramètre A_{sc} est différente de celle de ψ_{a-m} . Les résultats montrent qu'au niveau de la proportion de liant dans les mélanges, que pour 4,5 % et 2 % liant, A_{sc} possède sensiblement la même valeur. Cependant, pour des proportions de 1 % et 2 %, les valeurs de A_{sc} sont différentes (A_{sc} plus faible pour 1 % liant). Les résultats des essais de succion modifiés indiquent également que, contrairement au cas de ψ_{a-m} , le type de liant, à moyen terme (après 28 jours de cure) a peu d'influence sur le paramètre A_{sc} .

Comme la résistance en compression uniaxiale (UCS) est un paramètre index fortement utilisé (et documenté), des essais de compression uniaxiale ont également été réalisés au cours cette étude. Les résultats des essais de compression uniaxiale ont d'abord confirmé que l'UCS des RMCP évolue avec le curage du matériel. L'évolution de l'UCS est fonction du temps de cure, de la proportion et du type de liant ajoutés au mélange. L'augmentation de la proportion de liant dans les mélanges de RMCP confère de meilleures résistances en compression uniaxiale au remblai. En ce qui concerne l'effet du type de liant sur la résistance mécanique, le liant formé de CPSG fournit au RMCP de meilleures performances à moyen terme (28 jours) que le liant formé de CPFA.

Les corrélations entre l'UCS et les propriétés hydriques des RMCP ont permis aussi d'émettre des hypothèses sur les facteurs pouvant intervenir sur les propriétés hydriques des RMCP. Selon Ouellet *et al.* (2004), l'évolution de la résistance en compression uniaxiale des RMCP serait directement reliée à l'évolution de la microstructure (ou porosité) associée à l'hydratation des liants. À partir des corrélations établies par exemple entre l'UCS et k_{sat} et l'UCS et les propriétés de rétention d'eau (ψ_{a-m} et A_{sc}), certaines hypothèses sur les facteurs pouvant intervenir dans l'évolution des propriétés hydriques des RMCP ont été émises. L'évolution des propriétés hydriques (conductivité hydraulique saturée et rétention d'eau) serait en partie reliée à l'évolution de la porosité. Par contre, les résultats des travaux indiquent que le raffinement de la porosité dû à l'hydratation des liants ne peut qu'expliquer en partie les valeurs de conductivité hydraulique saturée et de rétention d'eau obtenues pour les mélanges de RMCP. Les autres facteurs responsables de l'évolution des propriétés hydriques des RMCP seraient reliés aux caractéristiques du fluide et aux caractéristiques de la surface des grains solides qui seraient tout aussi évolutives que la porosité, dans le cas des RMCP.

Finalement, un autre objectif spécifique relié à ce projet de maîtrise était de proposer des outils simples de description ou de prédiction des propriétés hydriques des RMCP. Quelques équations simples de prédiction de la conductivité hydraulique saturée (à partir de la valeur initiale de k_{sat} mesurée en laboratoire, des propriétés de base des rejets de concentrateur ou même de la valeur de l'UCS) et de la pression d'entrée d'air modifiée (à partir de l'UCS) ont été proposées pour le RMCP composé du rejet de concentrateur et de l'eau de procédé de la mine Louvicourt. Ces équations peuvent représenter un avantage économique considérable et être utilisées, par exemple dans les premières phases d'un projet lorsque peu ou pas de données sont disponibles. Ces outils de prédiction devraient toutefois être utilisés avec prudence car ils s'appliquent seulement aux recettes spécifiques de remblais étudiées dans ce projet. Pour être

capable de prédire de façon efficace l'évolution des propriétés hydriques des RMCP, à partir des modèles conventionnels, des études sur les caractéristiques du fluide et de la surface des grains solides sont nécessaires.

7.2 Recommandations

Les résultats ont montré que différents facteurs semblent intervenir dans l'évolution des propriétés hydriques des remblais miniers cimentés en pâte. On pense notamment à l'évolution de la microstructure mais aussi à d'autres facteurs par exemple liés aux caractéristiques chimiques et/ou physiques du fluide ou de la surface des grains solides. Les études actuelles ne permettent pas de comprendre exactement à quel niveau pourraient intervenir ces facteurs sur les propriétés hydriques des RMCP.

Si on veut être capable de prédire (ou décrire) de façon efficace la *CRE* des remblais cimentés sur l'ensemble du domaine ou la conductivité hydraulique saturée à partir de modèles mathématiques, il est recommandé de pousser l'étude des propriétés hydriques des RMCP plus loin. Ces études devraient se pencher, plus spécifiquement sur l'évolution des propriétés du fluide et sur l'évolution des caractéristiques de la surface des grains solides pour différentes recettes de RMCP (avec différents rejets de concentrateur). Ces études permettraient de mieux définir la contribution de la succion osmotique sur la *CRE* des RMCP et l'influence des propriétés des fluides sur l'écoulement de l'eau dans ce type de matériau. À ce stade-ci des travaux on peut penser que les propriétés hydriques des RMCP ne soient pas exclusivement reliées aux caractéristiques physiques telles que la granulométrie et la porosité mais aussi aux caractéristiques chimiques du matériel. En parallèle, l'évolution de la porosité totale et de la distribution de la porosité pourrait être suivi à l'aide des méthodes développées récemment par Ouellet (2005) afin de quantifier l'effet de la microstructure sur les fonctions hydriques. L'utilisation du modèle MK pour prédire les propriétés de

rétenction d'eau des RMCP serait peut-être plus juste en prenant l'approche des matériaux cohésifs.

L'emphase de cette étude a été mise sur l'évolution des propriétés hydriques dans les 28 premiers jours de cure. Il serait important de faire le même genre d'étude mais pour des remblais curés, où il y a peu d'évolution des propriétés. On pourrait ainsi faire des essais de succion à l'équilibre (méthode plus réaliste). Cependant, les travaux de cette étude suggèrent que les cellules de pression ne seraient probablement pas le meilleur équipement pour ce faire et que des approches telles les solutions salines devraient être envisagées.

Les essais de succion modifiés, même s'ils ont permis d'estimer la *CRE* des RMCP pour des niveaux de pressions situés entre 0 kPa et 1 380 kPa, n'ont pas permis d'identifier ce qui se passe à des pressions supérieures à 1 380 kPa ($1\,380\text{ kPa} < \psi < \psi_{sec}$ (selon Aubertin et *al.*, 2003 et Fredlund et Xing, 1994, $\psi_{sec} = 10^6\text{ kPa}$)). Des travaux sont donc recommandés pour étudier le comportement hydrique des RMCP à des pressions supérieures à 1 380 kPa. Une meilleure compréhension de la partie résiduelle des RMCP permettrait un meilleur ajustement des modèles mathématiques.

Les techniques employées actuellement pour étudier les facteurs d'influence, comme par exemple la microstructure des RMCP, peuvent entraîner, même si plusieurs précautions sont prises pour conserver la matrice cimentaire la plus représentative possible, une modification des propriétés du remblai cimenté. En effet, Benzaazoua *et al.* (2002, 2004) indiquent par exemple, que le séchage des échantillons peut impliquer un changement dans l'hydratation des ciments. Une revue de littérature devrait être réalisée pour tenter d'identifier d'autres procédures, capables d'étudier le remblai cimenté dans des conditions plus réelles ou autrement dit capables d'étudier le matériau sous sa forme hydraté.

Certains auteurs (Grabinski 2005, Aubertin *et al.* 2005) ont soulevé des différences entre les propriétés des remblais cimentés déposés en chantier et ceux étudiés au laboratoire. Il serait intéressant de valider les résultats obtenus au laboratoire au cours de cette étude par des mesures *in situ* de la teneur en eau et de la succion (sous terre ou en surface). Il serait ensuite possible de comparer les prédictions faites avec des modèles tenant compte de l'évolution des propriétés hydriques et celles obtenues en considérant le matériel non évolutif (approche similaire à celle proposée par Godbout *et al.*, 2004).

Finalement, pour faire de meilleures prédictions et une meilleure gestion des rejets de concentrateur durant l'exploitation, il est important de continuer à se pencher sur les aspects environnementaux des remblais miniers cimentés en pâte tels que l'oxydation dans les remblais, la fixation des contaminants dans les RMCP, l'effet de la roche encaissante sur le drainage des RMCP à faible temps de cure, les effets climatiques sur les propriétés des RMCP entreposés en surface, pour n'en nommer que quelques uns.

RÉFÉRENCES

ASTM C 143-00 (2002). Standard test method for slump of hydraulic cement concrete.

ASTM D 422-98 (2001). Standard test method for particule size analysis for soil.

ASTM D 854-92e1 (2001). Standard test methods for specific gravity of soil solids by helium pycnometer.

ASTM D 5856-95 (2002). Standard test method for measurement of hydraulic conductivity of porous material using a rigid-wall, compaction-mold permeameter.

ASTM D 5084-00 (2001). Standard test method of hydraulic conductivity of saturated porous materials using flexible wall perméamètre.

ASTM D 6836-02 (2003). Standard test methods for determination of soil water characteristic curve for desorption using a hanging column, pressure extractor, chilled mirror hydrometer and/or centrifuge.

AL-HARTHY, A.S., ABU-ASHOUR, R.T.J., AL-JABRI, K., AL-ORAIMI, S. (2004). Effect of water quality on the strength of flowable fill mixture. Cement and Concrete Composites, Volume 27, Issue 1, January 2005, pp. 33-39.

AMARATUNGA, L.M., HEIN, G.G. (1997). Development of a high strength total tailings paste fill using fine sulphide mill tailings. Proceedings of the 29th Annual Conference of Canadian Mineral Process, pp. 293-305.

- ARCHIBALD, J.F. (1999). Beneficial impacts of paste tailings on environmental hazard mitigation and engineering performance improvement. International Mining and Environment Congress, June 1999, Lima Peru, July 12-19, 1999, pp. 537-548.
- AUBERTIN, M., LI, L., BELEM, T., SIMON, R., HARVEY, A., JAMES, M., BUSSIÈRE, B. (2005). Méthodes d'estimation des pressions induites dans les chantiers remblayés. Présentation au Symposium 2005 sur l'environnement et les mines, Rouyn-Noranda, 15 au 18 mai 2005. À paraître.
- AUBERTIN, M., MBONIMPA, M., BUSSIÈRE, B. CHAPUIS, R.P. (2003). A model to predict the water retention curve from basic geotechnical properties. Canadian Geotechnical Journal, 40, pp.1104-1122.
- AUBERTIN, M., LI, L., ARNOLDI, S., BELEM, T., BUSSIÈRE, B., BENZAAZOUA, M., SIMON, R. (2003) Interaction between backfill and rock mass in narrow stopes. Soil Rock 2003: 12th Panamerican Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering and 39th U.S. Rock Mechanics Symposium, 22-26 June 2003, Cambridge, Mass, USA, Volume 1, pp. 1157-1164. VERLAG GÜCKAUF GMBH (VGE), ESSEN.
- AUBERTIN, M, BUSSIÈRE, B., BERNIER, L. (2002). Environnement et gestion des rejets miniers. Presses internationales Polytechniques, Manuel sur CD-ROM.
- AUBERTIN, M., MBONIMPA, M., JOLETTE, D., BUSSIÈRE, D., CHAPUIS, R. P., JAMES, M., RIFFON, O. (2002). Stabilité géotechnique des ouvrages de retenue pour les résidus miniers: Problèmes persistants et méthodes de contrôle. Symposium sur l'Environnement et les Mines: Défis et Perspectives, Rouyn-Noranda. ICM/CIM. 22 p.

- AUBERTIN, M., LI, L., SIMON, R. (2000). A multiaxial stress criterion for short- and long-term strength of isotropic rock media. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 37, pp.1169-1193.
- AUBERTIN, M. (1999). Application de la mécanique des sols pour l'analyse du comportement des remblais miniers souterrains, 14^e Colloque en contrôle de terrain, Association minière du Québec, Val d'Or, Mars 1999.
- AUBERTIN, M. RICARD, J.-F., CHAPUIS, R.P. (1998). A predictive model for the water retention curve: application to tailings from hard-rock mines. Canadian Geotechnical Journal, 35, pp. 55-69 [erratum, 36, pp. 401 1999]
- AUBERTIN, M., BUSSIÈRE, B., CHAPUIS, R.P. (1996). Hydraulic conductivity of homogenized tailings from hard rock mines, Canadian Geotechnical Journal, 33, pp. 470-482.
- AUBERTIN, M., CHAPUIS, R.P., AACHIB, M. BUSSIÈRE, B., RICARD, J.-F., TREMBLAY, L. (1995). Évaluation en laboratoire de barrières sèches construites à partir de rejets miniers. MEND Report 2.22.2a.
- BARRETT, J. (2000). Paste fill development in Australia "Lessons & surprises". Paste technology 2000, Australian Center for Geomechanics. Seminar entitled, Australian, 13-14 april 2000.
- BARSOTTI, C. (1978). The evolution of fill mining at the Ontario division of Inco Metals. In proceedings of the 12th Canadian Rock Mechanics Symposium. Mining with Backfill, CIM special volume, 19, pp. 37-41.

- BATES, R.C., WAYMENT, W.R. (1967). Laboratory study of factors influencing waterflow in mine backfill. United States Department of the Interior, Bureau des mines. Report 7034.
- BEAR, J. (1972). Dynamics of fluids in porous media, Dover Publications Inc., New York.
- BEEN, K., BROWN, E.T., HEPWORTH, N. (2002). Liquefaction potential of paste fill at Neves Corvo mine, Portugal. In Institution of Mining and Metallurgy (Section A: Mining Technology), 111, pp. A47 – A58.
- BELEM, T., BENZAAZOUA M. (2004). An overview on the use of paste backfill technology as a ground support method in cut-and-fill mines. Proceedings of the 5th International Symposium on Ground Support in Mining and Underground Construction. Villaescusa & Potvin (eds.). 28-30 september 2004. Perth, Western Australia, Tayler & Francis Group, London, pp. 637-650.
- BELEM, T., BENZAAZOUA M. (2003). Utilisation du remblai en pâte comme support de terrain. Partie 1 : De sa fabrication à sa mise en place sous terre. Après-mines 2003, Nancy, France, 5-7 février 2003.
- BELEM, T., BENZAAZOUA M., BUSSIÈRE, B., DAGENAIS, A.-M. (2002). Effects of settlement and drainage on strength development within mine paste backfill. Proceedings of the Tailings and Mine Waste'02, Fort Collins, Colorado, Balkema, Rotterdam, pp. 139-148.

- BELEM, T., BUSSIÈRE, B., BENZAAZOUA, M. (2001). The effect of microstructural evolution on the physical properties of paste backfill. Proceedings of the Tailings and Mine Waste '01, Fort Collins, Colorado, Balkema, Rotterdam, pp. 365-374.
- BELEM, T., BENZAAZOUA, M., BUSSIÈRE, B., (2000). Mechanical behavior of cemented paste backfill. Compte rendu de la 53^e Conférence de la Société canadienne de géotechnique, Volume 1, pp. 373-380.
- BENZAAZOUA, M., BOIS, D., BELEM, T., GAUTHIER, P., OUELLET, S., FALL, M., ST-ONGE, J.F. (2005). Remblais souterrains, évolution des connaissances et de la pratique. Compte rendu du 20^e Colloque Contrôle de terrain, Association Minière du Québec, Val d'Or, Québec, Canada, Mars 2005 : 23p.
- BENZAAZOUA M., BUSSIÈRE, B. AUBERTIN, M., OUELLET, S., GODBOUT, J. FISET, J.F., FALL, M., BELEM, T. (2005) Contribution à l'évaluation du comportement environnemental des remblais miniers cimentés en pâte. Présentation au Symposium 2005 sur l'environnement et les mines, Rouyn-Noranda, 15 au 18 mai 2005. À paraître.
- BENZAAZOUA M., PEREZ P., BELEM T., FALL M. (2004a). A laboratory study of the behaviour of surface paste disposal. Proceedings oh the 8th Minefill 2004 Symposia. Beijing, China, September 19-21, 2004, pp. 180-192.
- BENZAAZOUA, M., MARION, P., PICQUET, I., BUSSIÈRE, B. (2004b). The use of paste fill as a solidification and stabilization process for the control of acid mine drainage. Mineral Engineering, 17, pp. 233-243

- BENZA AZOUA M., FALL M., BELEM T. (2004c). A contribution to understanding the hardening process of cemented paste fill. Minerals Engineering, 17, pp. 141-152.
- BENZA AZOUA M., BELEM, T., OUELLET, S., FALL, M. (2003a). Utilisation du remblai en pâte comme support de terrain. Partie II : Comportement à court, moyen et à long terme. Après-mines 2003, Nancy, France, 5-7 février 2003.
- BENZA AZOUA, M., FALL, M., OUELLET, S. (2003b). Étude pluridisciplinaire visant à mettre au point un outil expert pour la prédiction du comportement des remblais en pâte. Rapport IRSST, Juillet 2003.
- BENZA AZOUA, M., BELEM, T., BUSSIÈRE, B. (2000a). Chemical factors that influence the performance of mine sulphidic paste backfill. Cement and Concrete Research, 32, pp. 1133-1144.
- BENZA AZOUA, M., BELEM, T., BUSSIÈRE, B., OUELLET, S. (2002b). Évolution des propriétés des remblais en pâte : principaux paramètres d'influence, Compte rendu du 17^e Colloque en contrôle de terrain, Association minière du Québec, Val d'Or, Mars 2002.
- BENZA AZOUA, M., BELEM, T., BUSSIÈRE, B. (2001a). Mise en évidence du phénomène d'auto-ignition dans les remblais cimentés. Rapport FUQAT.
- BENZA AZOUA, M., BELEM, T. (2001b). Investigation de l'effet de la chimie des liants et des rejets miniers sur les propriétés des remblais en pâte. Compte rendu du 16^e Colloque en contrôle de terrain, Association minière du Québec, Val d'Or, Mars 2001.

- BENZA AZOUA, M., BELEM, T., JOLETTE, D. (2000a). Investigation de la stabilité chimique et son impact sur la qualité des remblais miniers cimentés, Rapport IRSST- RR260.
- BENZA AZOUA, M., BELEM, T. (2000b). Optimization of sulphide-rich paste backfill mixtures for increasing long-term strength and stability. In Proceedings of the 5th Conference of Clean Technology for the Mining Industry. M. Sanchez, S. Castro and F. Vergara eds, Santiago, Chile, Volume II, pp. 947-957.
- BENZA AZOUA, M., OUELLET, J., SERVANT, S. NEWMAN, P., VERBURG, R. (1999). Cementitious backfill with high sulfur content: physical, chemical and mineralogical characterization. Cement and Concrete Research, 29, pp. 719-725.
- BERNIER, L.R., LI, M. (2003). High temperature oxydation (heating) of sulfidic paste backfill: A mineralogical and chemical perspective. Sudbury 2003, CD-ROM.
- BERNIER, R.L., LI, M.G., MOERMAN, A. (1999). Effects of tailings and binder geochemistry on the physical strength of paste backfill. Proceedings of Sudbury '99 Mining and the environment II: N. Goldsack, P. Belzile, Yearwood and G Hall (eds.), Vol.3, pp. 1113-1122.
- BERTRAND, V.J., MONROY, M.G., LAWRENCE, R.W. (2000). Weathering characteristics of cemented paste backfill: mineralogy and solid phase chemistry. Proceedings of the 5th International Conference on Acid Rock Drainage (ICARD), Denver, Colorado, Vol II, pp. 863-876.
- BLOSS, M., REVELL, M. (2000). Cannington Paste fill system – achieving demand capacity. Brisbane, Qld 29 October-2 November 2000, pp. 713-720.

- BLOSS, M., REVELL, M. (2001). Mining with paste fill at BHP Cannington. Minefill'01 – Proceedings of the 7th International Symposium on Mining with Backfill, pp. 209-221.
- BOWLES, J.E. (1984) Physical and geotechnical properties of soils, McGraw-Hill.
- BRACKEBUSCH, F.W. (1994). Basics of paste backfill systems, Mining Engineering, pp. 1175-1178.
- BRACKEBUSCH, F.W., SHILLABEER, J. (1998). Use of paste for tailings disposal. Minefill '98 – Proceedings of the 6th International Symposium of Mining with Backfill, Brisbane, Australie, pp. 53-58.
- BRONKHORST, D.L. (1986) Attrition of backfill aggregate in No 2 mine. Kidd Creek Mines Internal Memo.
- BROOKS, R.H., COREY, A.T. (1964) Hydraulic properties of porous media, Colorado State University, Paper 3.
- BUMB, A.C, MURPHY, C.L., EVERETT, L.G. (1992). A comparison of three functional forms for representing soil moisture characteristics. Ground Water, Volume 3, pp. 177-185.
- BUSSIÈRE, B. (2005). Colloquium 2004: Hydro-geotechnical properties of mine tailings and novel disposal approaches to minimize environmental impacts. Canadian Geotechnical Journal. (Submitted).
- BUSSIÈRE, B. (1999). Étude du comportement hydrique de couvertures avec effets de barrière capillaire inclinées à l'aide de modélisations physiques et numériques.

Thèse de doctorat, Département des Génies civil, géologique et des mines, École Polytechnique de Montréal.

BUSSIÈRE, B. (1993). Évaluation des propriétés hydrogéologiques de rejets miniers utilisés comme barrières de recouvrement. Mémoire de maîtrise, Département de Génie minéral, École Polytechnique de Montréal.

CAYOUE, J. (2003). Optimization of the paste backfill plant at Louvicourt mine. CIM Bulletin, November-December 2003, pp. 51-57.

CHAPMAN, J. HOCKLEY, D., SEXSMITH, K., ARTHUR, B., DONOHUE, S. (2003). Testing acid generation in cemented paste backfill. Proceedings of 6th International Conference on Acid Rock Drainage (ICARD). 12-18 July 2003, pp. 863-867.

CHAPUIS, R.P., AUBERTIN, M. (2003). On the use of the Kozeny-Carman equation to predict the hydraulic conductivity of soils. Canadian Geotechnical Journal, 40, pp. 616-628.

CHAPUIS, R.P., MONTGOMERY, I. (1992) Évaluation de l'équation de Kozeny-Carman pour prédire la conductivité hydraulique, Compte rendu de la 45^e Conférence canadienne de géotechnique, Ontario, pp. 78-1 – 78-10.

CHEN, J.J.Z., POTVIN, Y., KUGANATHAN, K. (1998). The investigation of high density and paste fills for enterprise mine expansion project at Mount Isa. Minefill '98 – Proceedings of 6th International Symposium of Mining with Backfill, Brisbane, Australie, pp. 29-33.

- CHIN, D.A. (2000) Water- resources engineering, Prentice-Hall, Upper Saddle River, N.J.
- CINCILLA, W.A., LANDRIAULT, D.A., VERBURG, R.B.M. (1997). Application of paste technology to surface disposal of mineral waste. Proceedings of Tailings and Mine Waste '97, Fort Collins, Colorado, Balkema, Rotterdam, pp. 343-356.
- CONNORS, C. (2001). Methods to reduce Portland cement consumption in backfill at Jerritt Canyon's underground mines. Minefill'01 – Proceedings of the 7th International Symposium on Mining with Backfill, pp. 301-310.
- CROWDER, J.J., GRABINSKI, M.W., LANDRIAULT, D.A. (2000). Consolidation testing and SEM images of tailings pastes for surface disposal. Compte rendu de la 53^e conférence de la société canadienne de géotechnique, Montréal 2000, pp. 625-632.
- CROWDER, J.J., GRABINSKI, M.W.F., KLEIN, K.A.. (2002). Laboratory characterization of tailings paste for surface disposal. Proceedings of the 55th Canadian Geotechnical and 3rd joint IAH-CNC/CGS, Niagara Falls, Ontario, October 20-23 2002, pp. 401-409.
- CROWLING, R.G. (1976). Cemented rockfill practice at Mount Isa Mines Limited. Proceedings of the Symposium on Influence Excavation Design Ground Support on Underground Mining. Wollong, 15 may, 1976. p.p. 11-43.
- DAS, B.M. (1983). Advanced in soil mechanics. McGraw Hill Ltd. New York.

- DE KOROMPAY, V. (1974). Review of hydraulic transportation system for mine backfill. Divisional report 74/118. Department of Energy, Mines and Resources. Mines Branch. Mining Research Center, September.
- DE SOUZA, E., DEGAGNÉ, D., ARCHIBALD, J.F. (2001). Minefill applications, practices and trends in canadians mines. Minefill'01 – Proceedings of the 7th International Symposium on Mining with Backfill, pp. 311-320.
- DOUGLAS, E., MALHOTRA, V.M. 1989. Ground granulated blast-furnace slag for cemented mine backfill : production and evaluation. CIM Bulletin, Vol 82, no. 929, september 1989, 27-36.
- FALL, M., BUSSIÈRE, B., BELEM, T., BENZAAZOUA, M. (2005). The influence of curing temperature on paste backfill properties. À paraître.
- FALL, M., BENZAAZOUA, M., OUELLET, S. (2004). Effect of tailings properties on paste backfill performance. Proceedings of the 8th International Symposium on Mining with Backfill. The Nonferrous Metals Society of China, Beijing, Septembre 2004, pp. 193-202.
- FALL, M., BENZAAZOUA, M., OUELLET, S. (2004b). Experimental characterization of the influence of tailings fineness and density on the quality of cemented paste backfill. Minerals Engineering. Volume 18, Issue 1, January 2005, pp. 41-44.
- FALL, M., BENZAAZOUA, M. (2003). Advances in predicting performance properties and cost of paste backfill. Proceedings of the Tailings and Mine Waste '03, Swets & Zeitlinger, Lisse, pp. 73-85.

- FARREL, D.W., LARSON, W.E. (1972). Modeling the pore structure of porous media. Water Resources Research, Volume 8, pp. 699-706.
- FARSANGI, P., HARA, A. (1993). Consolidated rockfill design and quality control at Kidd Creek Mines. CIM Bulletin. Vol. 86, No 972, July-august 1993. p.p. 68-74.
- FARSANGI, P., HARA, A. (1996). Improving cemented rockfill design in open stoping. Ph.D. Thesis, McGill University, Montréal, Québec.
- FARZAM, H., RISPIN, M., KARLSON, R. (1998). The use of unique admixture technologies in mine backfill – technology description and case histories. Minefill '98 – Proceedings of the 6th International Symposium on Mining with Backfill, Brisbane, Australie, pp. 71-75.
- FAYER, S. SIMMONS, C.S. (1995). Modified soil water retention functions for all matric suctions. Water Resources Research, Volume 8, pp. 1233-1238.
- FETTER, C.W. (2001) Applied Hydrogeology, 4th Edition, Prentice-Hall Upper Saddle River, N.J.
- FREDLUND, D.G. ET RAHARDJO H. (1993) Soil mechanics for unsaturated soils, A Wiley-Interscience Publication, New York.
- FREDLUND, D.G. ET XING, A, (1994) Equations for soil-water characteristic curve, Canadian Geotechnical Journal, 31, pp. 521-532.

- FRIED, E. (2005) Approche pluridisciplinaire pour l'étude du phénomène d'hydratation au sein d'un remblai minier en pâte cimenté. Rapport de stage encadré par Mostafa Benzaazoua. Mars 2005.
- GAUTHIER P. (2004) Valorisation des liants et des rejets industriels dans les remblais miniers. Mémoire de DESS encadré par Mostafa Benzaazoua. Université du Québec en Abitibi Témiscamingue.
- GAY, F., CONSTANTINER, D. (1998). Additives for improving paste backfill mixes. Proceedings of Tailings and Mine Waste '98, Balkema, Rotterdam, pp. 159-166.
- GARDNER, W.R. (1958). Some steady state solutions of unsaturated moisture flow equations with application to evaporation from a water table, Soil Science, 85, pp. 228-232.
- GODBOUT, J., BUSSIÈRE, B., AUBERTIN, M., BELEM, T., BENZAAZOUA, M. (2004). Évolution des propriétés de rétention d'eau des remblais miniers cimentés en pâte durant le curage. Proceedings of the 57th Canadian Geotechnical Conference and the 5th joint CGS-IAH Conference, 24-27 October 2004, Quebec city, Session 4G, pp. 15-22.
- GOULET, C., BLAIS, S. (2001). Utilisation du remblai en pâte à la mine Bouchard-Hébert. Compte rendu du 16^e Colloque en contrôle de terrain, Association minière du Québec, Val d'Or, mars 2001.
- GRABINSKI, M.W., SIMMS, P., BAWDEN, W.F., LE ROUX, K. (2005). Propriétés *in situ* des remblais en pâte et implications pour la conception minière. Présentation au Symposium 2005 sur l'environnement et les mines, Rouyn-Noranda, 15 au 18 mai 2005.

- GRABINSKI, M.W., THERIAULT, J., WELCH, D. (2002). An overview of paste thickened tailings disposal on surface. Proceedings of the Symposium 2002 sur l'environnement et les mines: Défis et perspectives, Rouyn-Noranda, CIM, Papier 533.
- GRICE, A.G. (1990). Fill research at Mount Isa Ltd. Proceedings of International Symposium on Backfill. Montréal, Canada. 8p.
- GRICE, A.G., WILWAIN, A., URQUHART, K (1993). Backfilling operations at Mount Isa mines. Minefill 1993. Johannesburg.
- GRICE, A. (1998). Underground mining with backfill. Proceedings of the 2nd Annual Summit – Mine Tailings Disposal Systems, Brisbane, pp. 5-15.
- HASSANI, F., OUELLET, J. (2002). Chemistry of paste backfill. Proceedings of the CIM Mineral Processors Conference, Ottawa, Canada, January 22nd to 24th, pp. 539-559.
- HASSANI, F., ARCHIBALD, J.H. (1998). Mine Backfill. CD-ROM.
- HASSANI, F.P., BOIS, D., NEWMAN, P. (1993). Overview and cost models of backfilling in Québec Mines. Proceedings of Minefill 93, pp. 375-388.
- HAVERKAMP, R., VAUCLIN, M., TOUMA, J., WIERANGA, P.J., VACHAUD, G. (1977). Comparaison of numerical simulation models for one-dimensional infiltration. Soil Science Society of America Journal, Volume 41, pp. 285-294.

- HENDERSON, A., NEWMAN, P., LANDRIAULT, D., ANTONIAZZI, P. (1997). The cost advantage of using paste as a backfill. Proceedings of the 99th CIM annual general meeting, Vancouver, British Columbia. April 27- May 1, 1997. CD-ROM.
- HEPWORTH, N. ET CAUPERS, D.J. (2001). Geotechnical aspects of paste fill introduction at Neves Corvo Mine. Proceedings of the 7th International Symposium on Mining with Backfill, Minefill'01, pp. 223-236.
- HERGET, G., DE KOROMPAY, V. (1987). *In situ* drainage properties of hydraulics backfills. Proceedings of Mining with Backfill, Research and Innovations CIM special Volume 19, pp. 117-123.
- HOLTZ, R.D., KOVACS, W.D. (1981). An introduction to geotechnical engineering, Prentice-Hall, Englewood Cliffs.
- JONES, H. (2000). Designer waste. Paste technology 2000, Australian Center for Geomechanics. Seminar entitled, Australian, 13-14 April 2000.
- JONES, D.R., LI, H.Y., WAITE, T.D., FENTON, B. (2001). Hydrochemical and geotechnical properties of cemented uranium paste tailings. Proceedings of Tailings and Mine Waste '01, Balkema, Rotterdam, pp. 401-409.
- KEREN, L., KAINIAN, S. (1983). Influence of tailings particules on physical and mechanical properties of fill. Proceedings of the International Symposium on Mining with Backfill, Lulea, pp. 21-29.

- KESIMAL, A., YILMAZ, E., ERCIKDI, B. (2004). Evaluation of paste backfill mixtures consisting of sulphide-rich mill tailings and varying cement contents. Cement and Concrete Research. Article in press.
- KESIMAL, A., ERCIKDI, B., YILMAZ, E. (2003). The effect of desliming by sedimentation on paste backfill performance. Minerals Engineering, 16, pp. 1009-1011.
- KLEIN, C. et HURLBURT, C.S.Jr. (1985). Manual of Mineralogy. Ed. John Wiley & Sons.
- KLUTE, A. (1986). Water retention: laboratory methods. In Methods of soil analysis, part I. Physical and mineralogical methods. 2nd ed. Edited by Klute. Agronomy Monograph No 9, American Society of Agronomy. Soil Science of America, Madison, Wisconsin, pp. 635-662.
- KOVÁCS, G. (1981). Seepage hydraulics. Elseviers Science Publishers, Amsterdam.
- KWONG, Y.T.J. (2004). Chemical stability of two tailings backfill materials with two types of binders. Proceedings of the 8th Symposium on Mining with Backfill, pp. 217-223.
- LALIBERTÉ, G.E. (1969). A mathematical function for describing capillarity pressure-desaturation data. Bulletin of International Association Sciences Hydrology, Volume 14, pp. 131-149.
- LAMOS, A.W., CLARK, I.H. (1989). The influence of material composition and sample geometry on the strength, Innovations in mining backfill technology, Hassani *et al.* (eds), Rotterdams, pp. 89-94.

- LAMPRON, S. (2000). Excavation d'une galerie à travers le remblai en pâte à la Mine Louvicourt, Compte rendu du 15^e Colloque en contrôle de terrain, Association minière du Québec, Val d'Or, Mars 2000.
- LANDRIAULT, D.A., JOHNSON, J.M., PALKOVITS, F. (2005). Thickened tailings and paste technology: the future of industrial waste disposal. SME annual meeting, Salt Lake City, UT, February 28 – March 2.
- LANDRIAULT, D.A., WELCH, D., FROSTIAK, J. (2001). Bulyanhulu Mine: blended paste backfill and surface paste deposition / the state of the art in paste technology. Proceedings of the 7th International Symposium on Mining with Backfill, Minefill '01, pp. 403-416.
- LANDRIAULT, D.A., WELCH, D. MORRISON, D. (1996). Mine tailings disposal as a paste backfill for underground mine backfill and surface waste deposition. Prepared for society for mining, metallurgy and exploration, Inc. Short course, March 9-10.
- LANDRIAULT, D.A., TENBERGEN, R. (1995). The present state of paste fill in Canadian underground mining. Proceedings of the 97th Annual Meeting of the C.I.M. Rock mechanics and Strata Control Session, Halifax, Nova Scotia, May 1995, pp. 14-18.
- LAWRENCE, C.D. (1992). The influence of binder type on sulphate resistance. Cement and Concrete Research 22, pp. 1047 – 1058.

- LEONG, E.C., RAHARDJO, H. (1997). Review of soil-water characteristic curve equations. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 123, pp. 1106-1117.
- LE ROUX, K.A. (2004a). Liquefaction Analysis of early age cemented paste backfill. Proceedings of the 8th Symposium on Mining with Backfill, pp. 233-241.
- LE ROUX, K.-A. (2004b). *In situ* properties and liquefaction potential of cemented paste backfill. Thesis for the degree of doctor of philosophie, University of Toronto.
- LE ROUX, K.-A., BAWDEN, W.F., GRABINSKY, M.W.F. (2002). Assessing the interaction between hydration rate and fill rate for a cemented paste backfill. Proceedings of the 55th Canadian geotechnical and 3rd joint IAH-CNC Groundwater specialty Conferences. Niagara Falls, Ontario, October 20-23, 2002. pp. 427-432.
- LEVENS R.L., BOLDT, C.K.M. (1992). Hydrochemical impacts of mine waste backfill in underground sulphide mines. Environmental issues and waste management in energy and minerals production, Singhal *et al.* (eds), Balkema, Rotterdam, pp. 891-902.
- LEVENS, R.L., MARCY, A.D., AND BOLDT, C.M.K. (1996). Environmental Impacts of Cemented Mine Waste Backfill. RI 9599, United States Bureau of Mines, 23 pp.
- LI, J., VILLAESCUSA, E., TYLER, D., MCGRATH, T. (2004). Factors influencing the quality of minefill for underground support. Proceedings of the 8th Symposium on Mining with Backfill, pp. 227-232.

- LUPPNOW, D.J., DORMAN, S.A. (1998). The advantages of paste disposal of tailings in and environments. Proceedings of Tailings and Mine Waste '98, Balkema, Rotterdam, pp. 167-177.
- MALHOTRA, V.M. (2001). High-performance high-volume fly ash concrete for sustainability, Proceedings of the P.-C. Aïtcin Symposium on the Evolution of Concrete Technology, American Concrete Institute, A. Tagnit-Hamou, K.H. Khayat and R Gagné eds., pp. 19-74.
- MANCA, P.P., MASSACCI, G., ROSSI, G. (1983). Mill tailings and various binder mixtures for cemented backfill: Analysis of properties related to mining problem. Proceedings of the International Symposium on Mining with Backfill, Lulea. Pp. 39-47.
- MARSHALL, T.J., HOLMES, J.W., ROSE, C.W. (1996). Soil physics. 3rd ed. Cambridge University Press., Cambridge, U.K.
- MARTIN, V. (2003) Étude des propriétés non saturées des stériles miniers. Mémoire de maîtrise, Département des génies civil, géologique et des mines, École Polytechnique de Montréal.
- MAQSOUUD, A., BUSSIÈRE B., AUBERTIN, M. (2002). L'hystérésis des sols non saturés utilisés dans les couvertures avec effets de barrière capillaire. Proceedings on the 55th Canadian Geotechnical Conference and 3rd Joint IAH-CNC Ground water Specialty Conference, Niagara Falls, Ontario, Canada, Edited by D. Stolle, A. Piggot, and J.J. Crowd. pp 181-188.

MBONIMPA, M. (2005). Communication personnelle.

MBONIMPA, M., AUBERTIN, M., CHAPUIS, R. P., BUSSIÈRE, B. (2002) Practical pedotransfer functions for estimating the saturated hydraulic conductivity. Geotechnical and Geological Engineering, 20, pp. 235-259.

MBONIMPA, M., AUBERTIN, M., (2002) Mouvement des gaz en milieux poreux partiellement saturés, Document présenté dans le cadre du cours CIV 6908, Chaire industrielle CRSNG-Polytechnique-UQAT.

MITCHELL, R.J. (1989). Stability of cemented tailings mine backfill. Proceedings of Computer and Physical Modelling in Geotechnical Engineering, In Balasubramaniam *et al.* eds, Rotterdam, Balkema, pp. 501-507.

MITCHELL, R.J., OLSEN, R.S., SMITH, J.D. (1982), Model studies on cemented tailings used in mine backfill, Canadian Geotechnical Journal, Volume 19, pp. 14-28.

MITCHELL, R.J., SMITH, J.D. (1979). Mine backfill design and testing. CIM bulletin, 72(8018), January 1979, pp. 82-89.

MOHAMED, A.M.O., HOSSEIN, M., HASSANI, F.P. (2002). Hydro-mechanical evaluation of stabilized mine tailings. Environmental Geology 41, pp. 749-759.

NEVILLE, A.M. (1981). Properties of concrete. 3rd edition, 779 p.

- NEWMAN, P., CADDEN, A., WHITE, R. (2001). Paste, the futur of tailings disposal? Proceedings of the 2nd International Conference on Mining and the Environment, pp. 594-603.
- NICHOLSON, R.V., GILLHAM, R.W., REARDON, E.J. (1987). Pyrite oxidation in carbonate buffered solution: 1. Experimental kinetics. Geochimica and Cosmochimica Acta 52, pp. 1077-1085.
- OUELLET, S., BUSSIÈRE, B., BENZAAZOUA, M., AUBERTIN, M., BELEM, T. (2004). Effect of binder type and mixing water chemistry on microstructural evolution of cemented paste backfill. Proceedings of the 57th Canadian Geotechnical Conference and the 5th joint CGS-IAH Conference, 24-27 October 2004, Quebec city, Session 4G, pp. 23-30.
- OUELLET, S., BUSSIÈRE, B., BENZAAZOUA, M., AUBERTIN, M., BELEM, T., FALL, M. (2003). Sulphide reactivity within cemented paste backfill: oxygen consumption test results. Proceedings of the 56th Annual Canadian Geotechnical Conference and 4th joint IAH-CNC/CGS Conference, Winnipeg, September 28 – October 1, 2003.
- OUELLET, J., HASSANI, F., SOMOT, S., SHNORHOKIAN, S., HOSSEIN, M. (2002). Stabilisation/solidification of pyritic mill tailings by induced cementation. Proceedings of Tailings and Mine Waste, Swets & Zeitlinger, pp. 205-212.
- OUELLET, J., SERVANT, S. (2000). In-situ mechanical characterization of a paste backfill with a self-boring pressuremeter. CIM Bulletin, Volume 93, No 1042, Juillet 2000, pp. 110- 115.

- OUELLET, J., BENZAAZOUA, M., SERVANT, S. (1998a). Mechanical, mineralogical and chemical characterisation of paste backfill. Proceedings of the 4th International Conference on Tailings and Mine Waste, Rotterdam, Balkema, pp. 139-146.
- OUELLET, J., BIDWELL T.J., SERVANT, S. (1998b). Physical and mechanical characterisation of paste backfill by laboratory and in-situ testing. Minefill '98 – Proceedings of the 6th International Symposium on Mining with Backfill, Brisbane, Australie, pp. 249 – 253.
- PETROLITO, J., ANDERSON, S.P., PIGDON, S.P. 1998. The strength of backfills stabilized with calcined gypsum. Minefill '98 – Proceedings of the 6th International Symposium on Mining with Backfill, Brisbane, Australie, pp. 83 – 85.
- PIERCE, M.E., BAWDEN, W.F., PAYNTER, J.T. 1998. Laboratory testing and stability analysis of paste backfill at the Golden Giant mine. . Minefill '98 – Proceedings of the 6th International Symposium on Mining with Backfill, Brisbane, Australie, pp. 159-165.
- PIERCE, M.E (1997). Laboratory and numerical analysis of the strength and deformation behavior of paste backfill. Master's thesis, Department of Mining Engineering, Queen's University, Kingston, Ontario, Canada.
- POTTS, P.J. (1987). A handbook of silicate rock analysis. Chapman and Hall, New York.

- POTVIN, Y., FOURIE, A. (2005). Les remblais en pâte en Australie. Présentation au Symposium 2005 sur l'environnement et les mines, Rouyn-Noranda, 15 au 18 mai 2005.
- QUI, Y., SEGO, D.C., SZYMANSKI, J. 1999. Innovating tailings backfill using HSM. Proceedings of Tailings and Mine Waste '99, Balkema, Rotterdam, pp. 169-176.
- RAMLOCHAN, T., GRABINSKI, M.W., HOOTON, R.D. 2004. Microstructural and chemical investigations of cemented paste backfills. Proceedings of the 57th Canadian Geotechnical Conference and the 5th joint CGS-IAH Conference, 24-27 October 2004, Quebec city.
- RANKINE, K.S. (2002). Permeability and drainage characteristics of hydraulic fills in underground mines. James Cook University.
- RAO, Y.-Z., WANG, B.-W., XIONG, Z.-M., HOU, Y.-B, XU, S.-T. 2004. Study of improving strength of tailings cemented filling body in high-bittern mines. Proceedings of the 8th Symposium on Mining with Backfill, pp. 227-232.
- RICARD, J.-F. (1994) Étude en laboratoire de la relation capillaire et de la conductivité hydraulique de rejets miniers, Mémoire de maîtrise, Département génie Minéral, École Polytechnique de Montréal.
- ROBINSKI, E.I. (1999). Thickened Tailings Disposal in the mining Industry, Robinsky Associates, Canada.
- SIMON, D., KLEIN, K. (2003). Strength development in cemented mine paste backfill. Proceedings of the 56th Canadian Geotechnical Conference and the 4th joint CGS-IAH Conference, Winnipeg, 2003.

- SKOOG, D.A. et LEARY, J.J. (1992). Principles of instrumental analysis, Fourth Edition. Saunders College Publishing.
- SOFRA, F., BOGER, D.V. (2002). Environmental rheology for waste minimisation in the minerals industry. Chemical Engineering Journal, 86, pp. 319 – 330.
- STONE, D.M.R. (1993). The optimization of mixe designs for cemented rockfill. In Minefill'93. Proceedings of 5th International Symposium on Mining with Backfill. Johannesburg, SAIMM, pp. 249-253.
- STORMONT, J.C, MORRIS, C.E (1998). Method to estimate water storage capacity of capillary barriers. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, April 1998, pp. 297-302.
- TAYLOR, J.C. et HINCZAK, I. (2001). Rietveld made easy: A Practical Guide to the Understanding of the Method and Successful Phase quantifications. J.C. Taylor and I. Hinczak.
- THERIAULT, J.A., FROSTIAK, J., WELCH, D. (2003). Surface disposal of paste tailings at the Bulyanhulu gold mine, Tanzania. Proceedings (CD-ROM) of Sudbury Mining and Environment Conference, Eds.G. Spiers, P. Beckett, H. Conroy, Prof. 149.
- THOMAS, E.G., VANCE, W.E. (1969). Characteristics of hydraulic fill- Portland cement mixture. Proceedings of Rock Mechanic Symposium, Sydney University.
- THOMAS, E.G., (1979). Fill technology in underground metalliferous mines. International Academic Services ltd, Kingston, Ontario, Canada.

THOMAS, E.G. (1983). Characteristics of cemented deslimed mill tailing fill prepared from finely ground tailing. Proceedings of the International Symposium on Mining with Backfill, Lulea, pp. 59-65.

URSTM (Base de données)

VAN GENUCHTEN, M.TH. (1980). A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated sol. Soil Science Society of America Journal, Volume 44, pp. 892-898.

VAN GENUCHTEN, M.TH., LEIJ F.J. ET YATES S.R. (1991). The RETC Code for Quantify the Hydraulic Functions of Unsaturated Soils, Robert S. Kerr environmental research laboratory, Office of Research and Development, U.S. environmental protection agency, ADA, Oklahoma.

VERBURG, R.B., JOHNSON, FORDHAM, M., LOGSON, M.(2003). A rapid and cost-effective method for bench screening of geochemical performance and disposal options for high-sulfide tailings. Cairns, QLD, Proceedings of the 6th International Conference on Acid Rock Drainage (ICARD), pp. 739-749.

VERBURG, R.B. (2002). Paste technology for disposal of acid-generating tailings. Mining Environmental Management, July 2002, pp. 14-18.

VICK, S.G.(1983). Planning, design and analysis of tailings dams. Ed. John Wiley & Sons.

- VILES, R.F, DAVIS, R.T.H., BOILY, M.S. (1989). New materials technologies applied in mining backfill. Innovations in mining backfill technology, Hassani *et al.* (eds), Rotterdams, pp. 95-101.
- WANG, F.-H., YAO, Z.-L., CAO, W.-Q. (2004). An experimental study on technology and circuit of unclassified tailings paste filling. Proceedings of the 8th Symposium on Mining with Backfill. pp. 67-74.
- WILLIAMS, J., PREBBLE, R.E, WILLIAMS, W.T., HIGNETT, C.T. (1983). The influence of texture, structure clay mineralogy on the soil moisture characteristics. Australian Journal of Soil Resources, Volume 21, pp. 15-32.
- WITTCHEN, V.C, CROXALL, J.E., YU, T.R. (1990). Roadheader excavation in consolidated rockfill at Kidd Creek Mines. CIM Bulletin, Volume 83, No 937, May 1990, pp. 41-45.
- YILMAZ, E., KESIMAL, A., ERCIKDI, B. (2003). Strength properties in varying cement dosages for paste backfill samples. Proceedings of Tailings and Mine Waste '03, Swets & Zeitlinger, Lisse, pp. 109-114.
- YILMAZ, E., KESIMAL, A., ERCIKDI, B. (2004). Strength Development of paste backfill samples at long term using two different binders. Proceedings of the 8th Symposium on Mining with Backfill, pp. 281-285.
- YU, T.R. (1989). Some factors relating to the stability of consolidated rockfill at Kidd Creek. Proceedings of the 4th International Symposium on Mining with Backfill, Montreal, Canada.

ZAGO, F. (2003). Développement d'une méthode de mesure des déformations durant la réalisation d'essais triaxiaux pour la caractérisation du comportement mécanique des remblais miniers en pâte. Mémoire de thèse professionnelle – École Nationale Supérieure des mines de Paris.

ZHANG, Q.-L., WANG, X.-M., TIAN, M.-H. (2004a). A study of influence of sulphide minerals on strength backfill. Proceedings of the 8th Symposium on Mining with Backfill. pp. 224-226.

ZHANG, Q.-L., WANG, X.-M., GU, D.-S., XIAO, Z.-Z., CHEN, J.-S., TIAN, M.-H. (2004b). A study of fly ash backfill technology in Xinqiao pyrite mine. Proceedings of the 8th Symposium on Mining with Backfill, pp. 99-103.

ZHOU, A.-M, YAO, Z.-L. (2004). A study on characteristics of cemented fill with red mud. Proceedings of the 8th Symposium on Mining with Backfill, pp. 203-209.

ZOU, D.H., SAHITO, W. (2004). Suitability of mine tailings for shotcrete as a ground support. Canadian Journal of Civil Engineering, Volume 31, pp. 632-636.

Sites web:

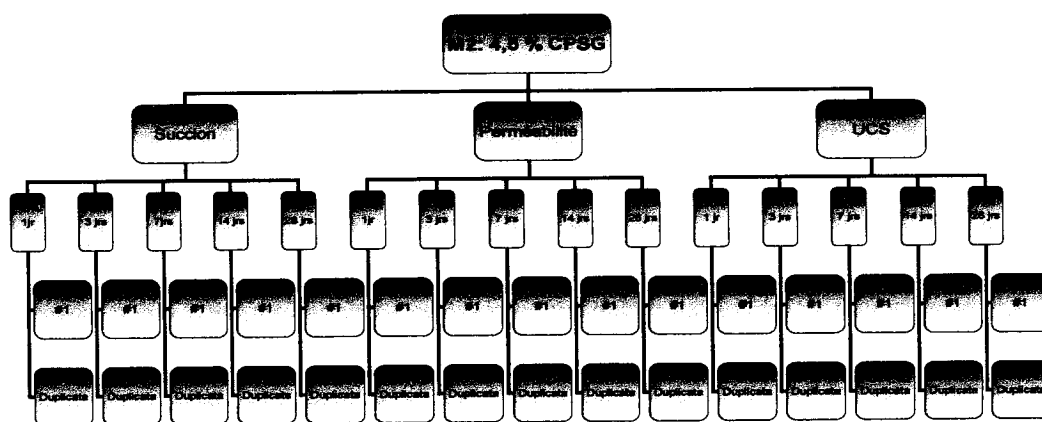
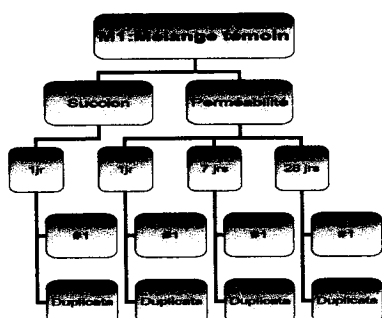
<http://www.micromeritics.com/density.html>

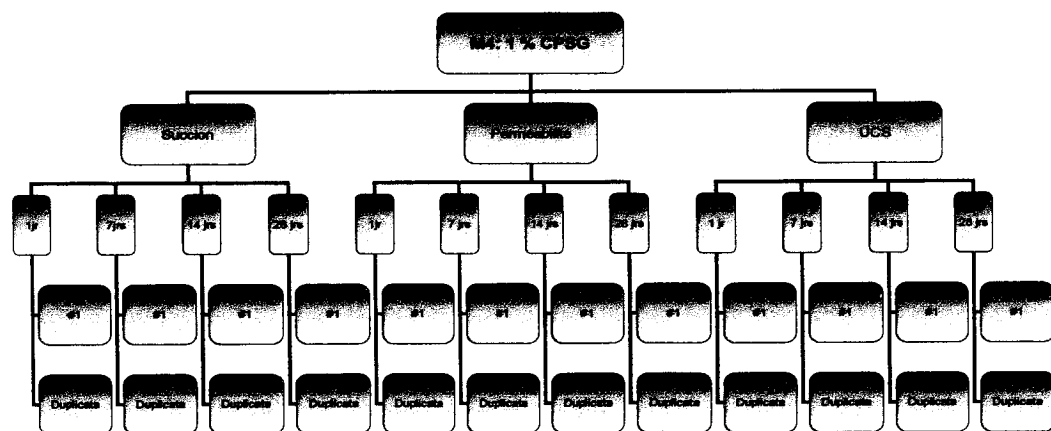
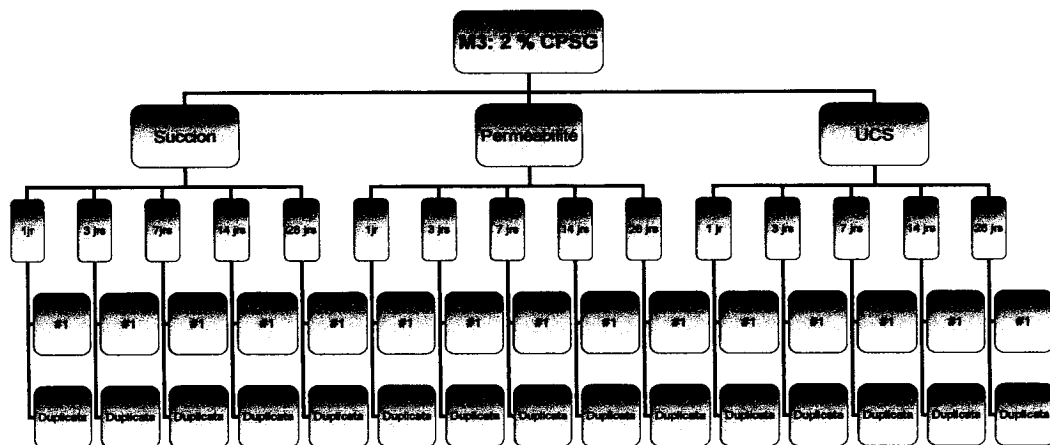
<http://www.micromeritics.com/surfacearea.html>

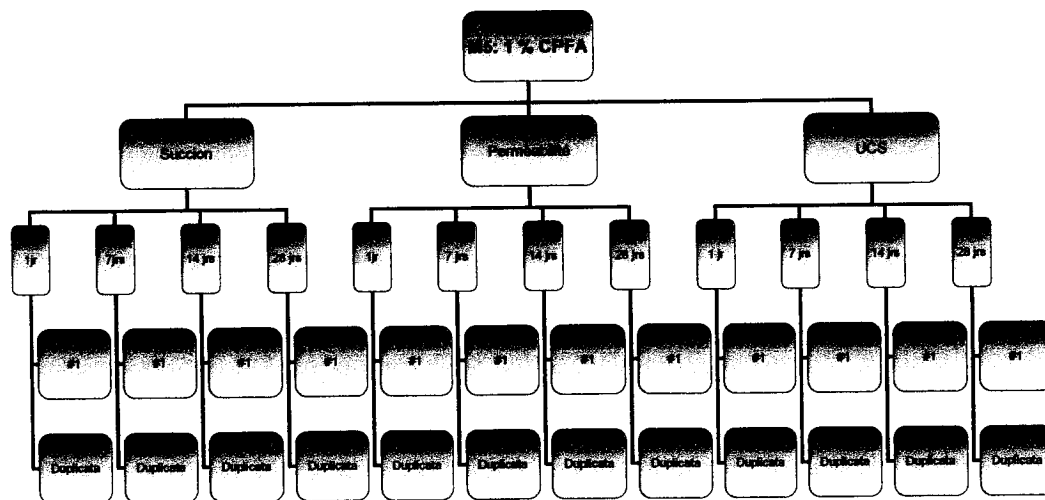
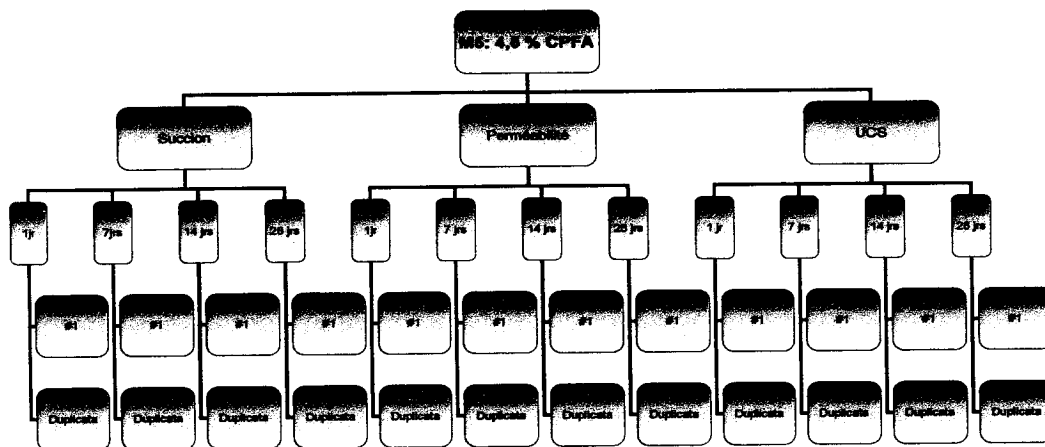
ANNEXES

A. ANNEXES

A.1 Programme expérimental







B. ANNEXES

B.1 Modèle de van Genuchten

L'équation mathématique proposée par van Genuchten (1980), réduit au minimum l'écart avec les valeurs mesurées, dans le plan θ - ψ . L'équation de van Genuchten (équation 5.3) peut s'écrire :

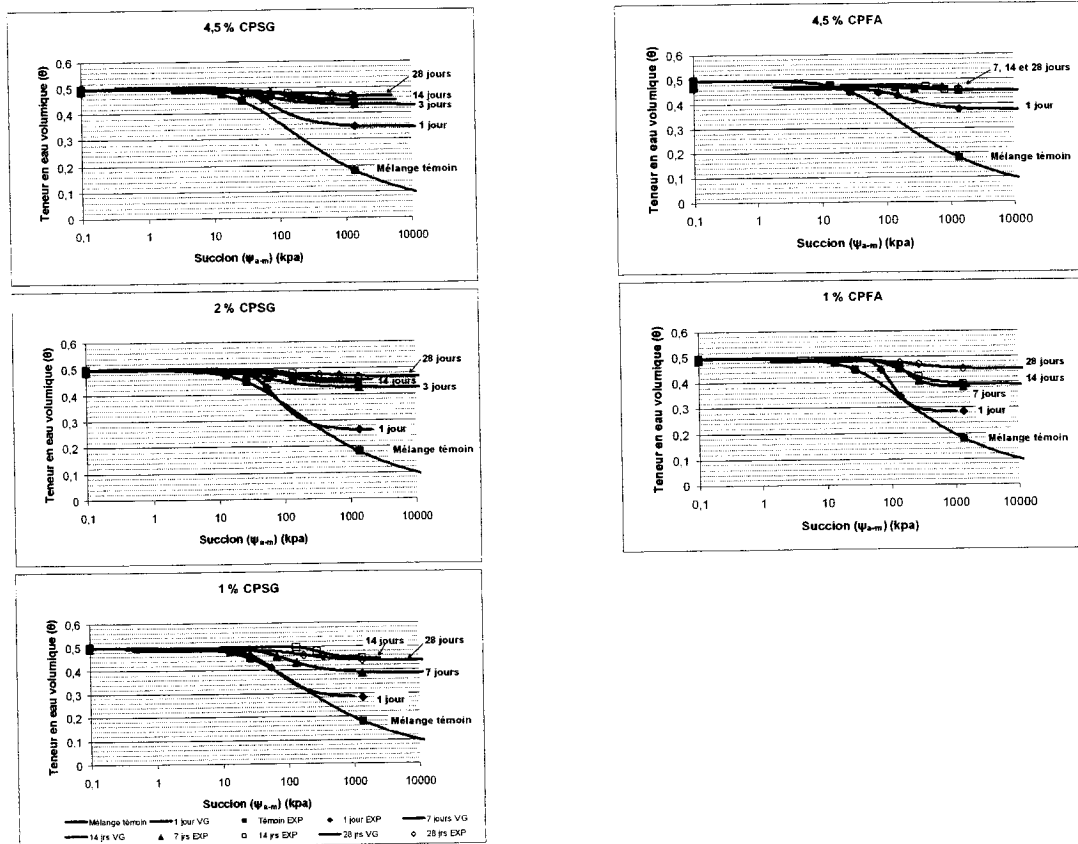
$$\theta_e = S_{re} = \left[\frac{1}{1 + (\alpha_v \psi)^{n_v}} \right]^{m_v}$$

où α_v (L^{-1}), n_v et m_v sont des constantes empiriques d'ajustement de la courbe de rétention d'eau du modèle. L'inverse du paramètre empirique α_v est considéré par certains auteurs (Brooks et Corey, 1964; van Genuchten, 1980) comme une valeur proche de la pression d'entrée d'air du matériau. Les paramètres n_v et m_v sont des constantes empiriques qui affectent la forme (pente) de la CRE et qui peuvent être reliés entre eux par différentes relations. Van Genuchten (1991) montre que plus n_v est élevé, si m_v est maintenu constant, plus la pente de la courbe est abrupte.

Les valeurs des constantes empiriques de ce modèle sont déterminées à partir des points de la CRE (θ - ψ) obtenus en laboratoire, en fixant les paramètres α_v et n_v , jusqu'à ce que la courbe de lissage soit le plus près possible de celle obtenue en laboratoire.

B.2 Lissage des courbes de rétention d'eau des RMCP

Le modèle de van Genuchten (1980) a été utilisé en posant la condition frontière suivante: $\theta_r = \theta_{ylim}$. Il est important de préciser que, dans le cadre de ce projet, la valeur de θ_{ylim} est considérée comme un point de la pente de la CRE et non pas comme une valeur résiduelle. Les travaux réalisés à l'intérieur de ce projet ne permettent pas de comprendre ce qui se passe réellement dans la partie résiduelle des RMCP.



Ces figures montrent qu'il est possible de lisser les CRE des RMCP avec le modèle de van Genuchten (1980), en posant comme condition frontière $\theta_r = \theta_{ylim}$ et en faisant varier les paramètres mathématiques α_v et n_v .

B.3 Principaux paramètres de lissage des CRE des RMCP

<i>Temps de cure</i>	ψ_{a-m} (kPa)	θ_r	θ_s	k_{sat} (cm/s)	α_v	n_v
Mélange Témoin						
14		0,03	0,50	$5,5 \times 10^{-5}$	0,023	1,30
4,5 % CPSG						
1 jour	28	0,35	0,50	$5,5 \times 10^{-5}$	0,018	2,12
3 jours	35	0,43	0,50	$3,7 \times 10^{-5}$	0,023	2,03
7 jours	75	0,45	0,49	$9,0 \times 10^{-6}$	0,008	3,44
14 jours	140	0,45	0,48	$2,5 \times 10^{-6}$	0,006	2,65
28 jours	620	0,47	0,48	$1,2 \times 10^{-6}$	0,002	3,57
2 % CPSG						
1 jour	28	0,26	0,50	$7,0 \times 10^{-5}$	0,017	2,48
3 jours	28	0,43	0,50	$5,9 \times 10^{-5}$	0,030	2,02
7 jours	70	0,45	0,49	$1,8 \times 10^{-5}$	0,009	3,44
14 jours	140	0,46	0,50	$5,8 \times 10^{-6}$	0,008	3,08
28 jours	345	0,47	0,48	$3,6 \times 10^{-6}$	0,002	2,81
1 % CPSG						
1 jour	28	0,29	0,49	$6,0 \times 10^{-5}$	0,020	2,31
7 jours	70	0,39	0,49	$1,6 \times 10^{-5}$	0,015	2,04
14 jours	140	0,45	0,50	$9,3 \times 10^{-6}$	0,004	3,36
28 jours	175	0,44	0,49	$9,3 \times 10^{-6}$	0,009	1,98
4,5 % CPFA						
1 jour	75	0,37	0,46	$2,2 \times 10^{-5}$	0,007	2,16
7 jours	140	0,45	0,47	$9,0 \times 10^{-6}$	0,005	2,32
14 jours	415	0,45	0,48	$6,7 \times 10^{-6}$	0,002	3,65
28 jours	760	0,46	0,47	$7,7 \times 10^{-6}$	0,001	37,88
1 % CPFA						
1 jour	70	0,28	0,50	$2,3 \times 10^{-5}$	0,011	3,44
7 jours	140	0,38	0,49	$4,4 \times 10^{-5}$	0,006	3,51
14 jours	140	0,39	0,49	$5,5 \times 10^{-5}$	0,008	2,32
28 jours	140	0,45	0,48	$6,2 \times 10^{-5}$	0,005	2,21